WIADOMOŚCI TECHNICZNE UZBROJENIA

KWARTALNIK WYDAWANY PRZEZ
DEPARTAMENT UZBROJENIA M. S. WOJSK.

ROK DZIESIĄTY. ZESZYT Nr 40.
WARSZAWA — KWIECIEŃ 1938 r.

WIADOMOŚCI
TECHNICZNE UZBROJENIA

KWARTALNIK WYDAWANY PRZEZ
DEPARTAMENT UZBROJENIA M. S. WOJSK.

ROK DZIESIĄTY. ZESZYT Nr 40.
WARSZAWA — KWIECIEŃ 1938 r.

Autorzy artykułów, zamieszczonych w „Wiad. Techn. Uzbr.", są odpowiedzialni za poglądy w nich wyrażone.

TREŚĆ:

623 . 472 . 3 : 531 . 566.

Ppłk dr TADEUSZ FELSZTYN
Inż. LEOPOLD MAŃKOWSKI
Prof. inż. STANISŁAW PŁUŻAŃSKI

WPŁYW ODCHYŁEK TOLERANCYJNYCH ORAZ WAD PRODUKCYJNYCH POCISKU KARABINOWEGO NA JEGO WŁASNOŚCI BALISTYCZNE

(ciąg dalszy)

2. Program badań.

Tak dobrany materiał poddano zamierzonym przez nas badaniom. Polegało ono na określeniu następujących danych:

a) celności,

b) ciśnienia,

c) szybkości.

Strzelanie przeprowadzano w strzelnicy krytej, ażeby wykluczyć wszelki wpływ wiatru.

1) *Przy badaniu celności* karabin był umocowany w ciężkim stojaku; strzelanie odbywało się przy użyciu lunety. Próby na rozrzut przeprowadzano na odległość — 100 metrów, oddając do jednej tarczy — 20 strzałów pociskami badanymi, do drugiej tarczy — po 7 strzałów dla dwóch rodzajów pocisków badanych i dla przyjętego pocisku wzorcowego.

Każdą serię 7-mio strzałową oznaczano na tarczy.

Przy tym strzelaniu mierzono:

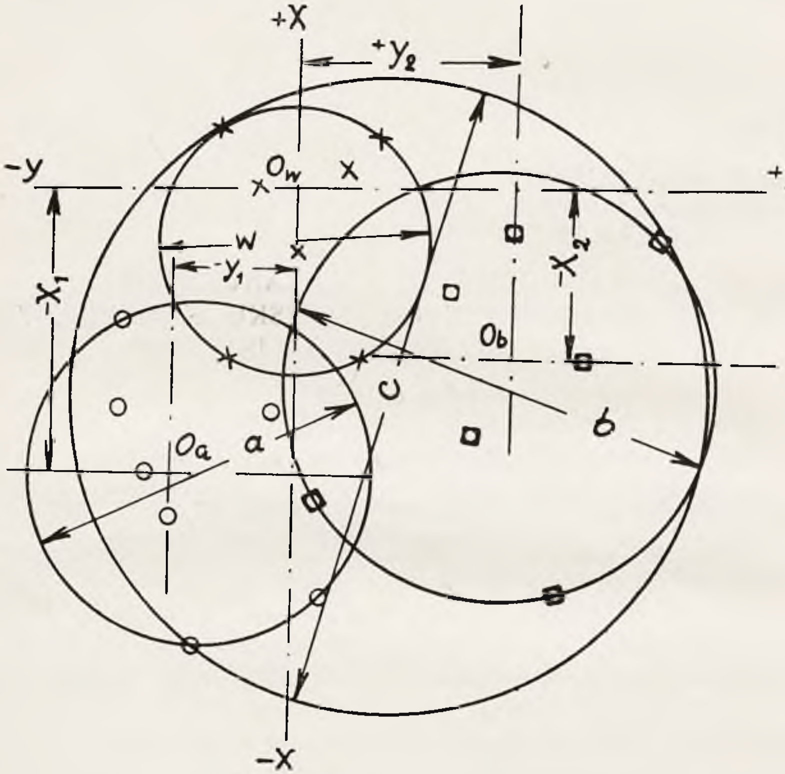
1) średnicę 100% i 50% koła rozrzutu dla serii 20 strzałowej pociskami badanymi,

2) średnicę 100% koła rozrzutu dla każdej z poszczególnych seryj 7-mio strzałowych i całego pola rozrzutu trzech seryj (21 strzałów),

3) środek rozrzutu dla każdej serii 7-mio strzałowej (dla dwóch rodzai pocisków badanych i dla serii pociskami wzorcowymi),

4) uchylenie środków rozrzutu seryj badanych — od środka rozrzutu serii wzorcowej.

Sposób określania tych wielkości podaje *rys. 25*, gdzie oznaczają:



Rys. 25.

w — średnicę 100% koła rozrzutów dla pocisków wzorcowych
a — średnicę 100% koła rozrzutów dla pocisków badanych
b — średnicę 100% koła rozrzutu dla innych pocisków badanych
c — średnicę 100% koła rozrzutu dla trzech seryj (21 strzałów).
O_w — środek rozrzutu pocisków wzorcowych *(w)*
O_a — „ „ „ badanych *(a)*
O_b — „ „ „ badanych *(b)*.

Przyjmując początek układu osi *x, y* w punkcie O_w otrzymamy jako uchylenie środka rozrzutu O_a od O_w

$$\Delta x_a = - x_1$$
$$\Delta y_a = - y_1$$

Analogicznie dla pocisków badanych — *b*.

$$\Delta x_b = - x_2$$
$$\Delta y_b = + y_2$$

2) *Badanie ciśnienia* przeprowadzono w karabinie ciśnieniowym typu Mauser wz. A przy użyciu zgniotków o średnicy 10,0 mm, wysokości 15 mm wyrobu P. W. U. partia 3/32.

3) *Badanie szybkości* przeprowadzono na odległości 50 metrów tarczy od karabinu.

W niektórych wypadkach mierzono również i szybkości pocisków w trzech punktach toru, a to w celu wyznaczenia współczynnika balistycznego tych pocisków.

Próby ciśnienia i szybkości przeprowadzono, strzelając na przemian pociskami badanymi i wzorcowymi.

4) *Kontrola prób.* W ciągu całego okresu prób, w pewnych odstępach czasu przeprowadzono kontrolne badania na celność pociskami wzorcowymi. Miały one na celu sprawdzenie, czy z jakiegokolwiek bądź powodu nie zachodzą zmiany w warunkach strzału. Wyniki tych strzelań posłużą nam do porównań rozrzutów pocisków badanych.

Zestawienie 8.

Wyniki strzelania przy określaniu celności pociskami wzorcowymi.

Serie po 20 strzałów, odległość do tarczy — 100 m.

Średnice koła rozrzutu w cm.	
100%	50%
12,0	5,5
9,0	4,5
10,0	4,0
8,5	4,0
8,0	4,0
Wart. średnie 9,5	4,5

Jak widać z zestawienia 8, zwłaszcza średnicy rozrzutu 50%, wyniki różnią się bardzo mało pomiędzy sobą, co świadczy, że w czasie prób nie zachodziły żadne zmiany systematyczne, któreby je mogły zniekształcić.

3. Wpływ długości pocisku.

Do strzelań użyto następujących pocisków:

Pociski długie $(l + 0{,}7)^{\pm 0{,}1}$
krótkie $(l - 0{,}4)^{\pm 0{,}1}$
wzorcowe l.

Wyniki strzelań są następujące:

a) *Badanie celności* (z kbk. Nr 4738).

Zestawienie 9.

Pociski	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnie w cm	
	z 20 strzałów		z 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δx	Δy
długie	10,5	5,5	10,5	+ 0,5	— 0,5
krótkie	12	7,0	9,0	— 0,5	+ 2,5
wzorcowe	(9,5[1])	(4,5[1])	7,5	0	0

Średnica 100% rozrzutu 3 seryj po 7 strzałów (21 strzałów) — 11 cm.

W zestawieniu tym Δx oznacza uchylenia środka rozrzutu wzwyż (+ w górę, — w dół) Δy w bok (znak + oznacza w prawo).

b) *Badanie szybkości.*

Odległość od tarczy 50 m. Wyniki podaje zestawienie 10.

Zestawienie 10 [2])

Średnia szybkość z 10 strzałów.

Warunki atm.: t = 15°. p = 760 mm Hg, w = 60% (wilgotność).

Pociski	V_{25} m/sek	Rozrzut $V_{max.}$ — $V_{min.}$
długie	789,2	14,7
krótkie	787,5	15,1
wzorcowe	789,1	12,3

[1]) Wielkości te jako porównawcze zostały wzięte z zestawienia 8.

[2]) Strzelania były przeprowadzane z nie zaciskanymi nabojami, co też wpłynęło na obniżenie szybkości i powiększenie jej rozrzutu.

Z porównania wyników celności pocisków badanych z wzorcowymi widać, że przy serii 20 strzałowej rozrzuty tak 100% jak i 50% są nieco większe niż pocisków wzorcowych. To samo potwierdza strzelanie porównawcze seryj 7-miu strzałowych. Różnice celności są jednak nieduże, a ponadto należy uwzględnić, że pociski wzorcowe zostały wybrane w taki sposób, ażeby we wszystkich wymiarach odchyłki ich danych, przyjętych przez nas za nominalne—były możliwie jak najmniejsze. Natomiast pociski krótkie i długie zostały wybrane lub wykonane w taki sposób, ażeby przede wszystkim uzyskać tę cechę ich długości (krótkości). Tym samym tolerancje innych wymiarów były z konieczności rzeczy większe niż w wypadku pocisków wzorcowych. Nic dziwnego więc, że i rozrzut ich musi być nieco większy niż pocisków wzorcowych. Warto jednak zauważyć, że rozrzut 100% w żadnym wypadku nie przekroczył granic spotykanych przy pociskach wzorcowych (zestawienie 8).

Również nieduże są i różnice średnich szybkości z 10 strzałów dla pocisków badanych i wzorcowych, wynoszą one:

długie $\Delta V = 789{,}2 - 789{,}1 = +0{,}1$ m/sek

krótkie $\Delta V = 787{,}5 - 789{,}1 = -1{,}6$ m/sek.

Wobec powyższych faktów oraz bardzo małych Uy i Uz można przyjąć, że zmiana długości pocisku w granicach 1,1 mm (tj. około 4% ogólnej długości pocisku) nie wpływa w sposób poważny na zmianę własności balistycznych pocisku na pierwszych stu metrach jego lotu.

3. Wpływ średnicy części wiodącej pocisku,

Do strzelań użyto pocisków o minim. średnicy $(2p - 0{,}05)^{\pm 0{,}01}$

o maks. średnicy $(2p + 0{,}02)^{\pm 0{,}01}$

wzorcowe $2p^{\pm 0{,}01}$.

Strzelanie przeprowadzono przy użyciu dwóch kbk. o maks. i min. średnicach przelotów.

Pomiary luf tych karabinków podane były w zestawieniu 7.

Kalibry luf, tj. średnice największych sprawdzianów przelotowych, które przechodzą przez całą lufę, wynoszą dla

lufy kbk. Nr 1—7,93 m/m (sprawdzian o tym kalibrze przechodzi przez lufę)

lufy kbk. Nr 2—7,87 m/m.

a) *Badanie celności.*

Zestawienie 11.

Strzelanie z kbk. Nr 1.

Pociski	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	seria 20 strzałów		seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δ *x*	Δ *y*
o min. średnicy	12,5	5,0	11,5	+ 5,0	0
o maks. „	—	—	10,0	+ 1,0	+ 4,5
wzorcowe	7,0	3,5	7,0	0	0

Średnica 100% rozrzutu 3 seryj po 7 strzałów = 16,5 cm.

Zestawienie 12.

Strzelanie z kbk. Nr 2.

Pociski	Średnica rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	seria z 20 strzałów		seria z 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δ *x*	Δ *y*
o maks. średn.	13,0	6,5	9,5	— 3,5	+ 3,0
o min. średnicy	—	—	8,0	— 3,0	— 0,5
wzorcowe	9,0	4,5	6,0	0	0

Średnica 100% rozrzutu z 3 seryj po 7 strzał. = 12,5 cm.

b) *Badanie szybkości.*

Odległość do tarczy 50 m.

Zestawienie 13.

Średnie szybkości z 10 strzałów.

Warunki atmosf.: t = 12°C, p = 753,0 mm Hg, w = 69%.

Pociski	V_{25} w m sek		V max. — V min.	
	kbk. Nr 1	kbk. Nr 2	kbk. Nr 1	kbk. Nr 1
o min. średnicy	770,4	774,5	13,3	12,0
o maks. „	775,4	769,6	10,1	11,9
wzorcowe	773,3	771,0	7,9	10,2

c) *Badanie ciśnienia.*

Zestawienie 14.

Średnie ciśnienia z 12 strzałów.

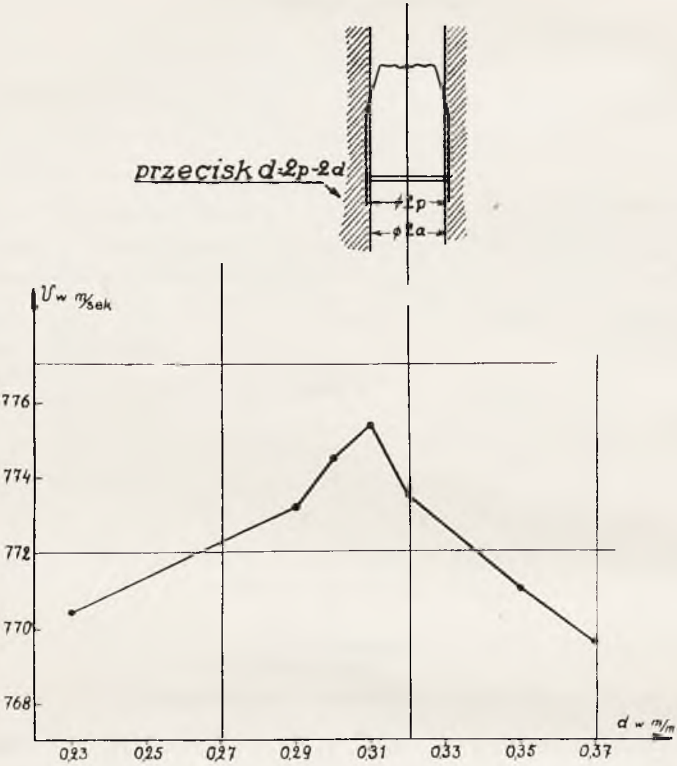
Warunki atmosf.: t = —5°C, p = 755,8 mm Hg, w = 68%.

Pociski	$P_{śr}$ w kg/cm²	P max. — P min.
o min. średnicy	2411	179
o max. „	2462	131
wzorcowe	2427	119

Jeżeli oznaczymy przez—$2a$ średnicę przelotu lufy (mierzoną między polami), a przez $2p$ średnicę największą wiodącej części pocisku, to przeciskiem — d pocisku przez lufę będziemy nazywali różnicę:

$$d = 2p - 2a \qquad (rys.\ 26).$$

Obliczone wartości przeciskania—dla 3-ch rodzajów pocisków (o maks. średnicy, minim. średnicy, wzorcowych) przy strzelaniu dwoma karabinkami Nr 1 i Nr 2 ($2a = 7{,}93$; $7{,}87$)) — uszeregowane



Rys. 26.

według wielkości *d* i dla niej odpowiadających szybkości przedstawią się następująco:

Przeciskanie d w m/m	V_{25} m/sek średnie
0,23	770,4
0,29	773,3
0,30	774,5
0,31	775,4
0,32	773,5
0,35	771,0
0,37	769,6

Z powyższej tabelki sporządzony wykres (rys. 26) przedstawia zależność szybkości od przeciskania.

Krzywa $V = f(d)$ osiąga maximum przy $d = 0,31$ m.

Wartość $d = 0,31$ odpowiada przeciskowi pocisku o maks. średnicy przez lufę o maks. średnicy przelotu ($2a = 7,93$).

Przebieg krzywej wydaje się być uzasadniony.

Przy małym bowiem przecisku opory wciskania i tarcia są mniejsze, co czyni proch jak gdyby mniej żywym, zmniejszając ciśnienie gazów w lufie, a tym samym i stratę szybkości. Przecisk zbyt wielki powoduje co prawda zwiększenie ciśnienia, lecz straty energii na pokonanie oporów przecisku przewyższają ten zysk, w ostatecznym więc wyniku następuje obniżenie szybkości,

Jak wynika z pomiarów, optymalne warunki zachodzą przy przecisku $d \cong 0,31$.

Dla karabinu o lufie wykonanej według przewidzianej nominalnej średnicy przelotu i dla pocisków o nominalnej średnicy $2p$ — wartość przecisku wynosi $d = 0,30$ mm.

Wielkość powyższa jest więc bardzo zbliżona do najlepszych warunków przeciskania.

Nie ma to zresztą dużego znaczenia praktycznego, gdyż największa różnica szybkości wynosi 775,4—769,6 = 5,8 m/sek.

Dlatego też nieraz będzie rzeczą godną polecenia zwiększyć przecisk, nawet kosztem lekkiego zmniejszenia szybkości, a to z zamiarem przedłużenia życia lufy, tj. zapewnienia pociskowi względnie dobrej celności nawet przy lufie częściowo zużytej.

Pomiary ciśnienia wskazują, iż większym wartościom przecisku odpowiadają większe ciśnienia gazów prochowych, co jest zrozumiałe.

Maksymalna różnica ciśnień = 2462 — 2411 = 51 kg/cm^2.

Wyniki badań celności nie dały żadnego określonego charakteru. W każdym razie uzyskane rozrzuty nie są wyłącznym wynikiem wielkości przecisku (gdyż w takim razie powinniśmy mieć małe rozrzuty i dla przecisku 0,31, tj. dla pocisku o najmniejszej średnicy i dla kbk. Nr 1, a to nie zachodzi), lecz raczej wynikiem wspomnianej już większej dokładności wykonania pocisków wzorcowych niż badanych.

Można więc stwierdzić, że zmiana średnicy pocisku w granicach 0,07 mm, tj. 0,9% średnicy nie wywiera decydującego wpływu na celność.

Natomiast nie ulega wątpliwości, że zbyt duże tolerancje średnicy części wiodącej pocisku nie są pożądane, gdyż różnice położe-

nia środków rozrzutu tych pocisków są bardzo znaczne, a tym samym rozrzut pocisków o mieszanych średnicach staje się bardzo duży, zwłaszcza w karabinie o względnie dużej średnicy przelotu, a więc np. o lufie częściowo zużytej.

5. Wpływ przesunięcia osiowego środka ciężkości.

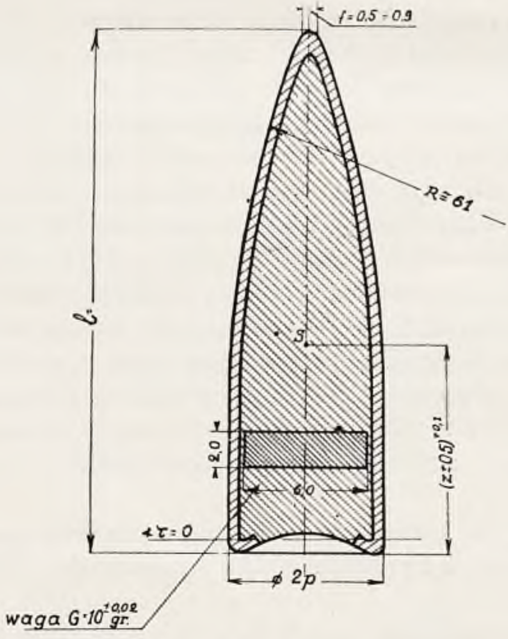
Do strzelań użyto pociski o przesuniętym środku ciężkości

do ostrza $(z + 0{,}5)^{\pm 0{,}1}$

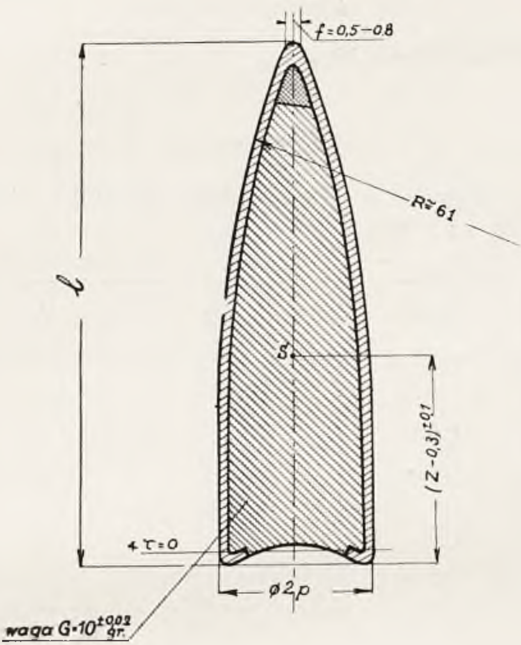
pociski o przesuniętym śr. ciężk. do denka $(z - 0{,}3)^{\pm 0{,}1}$

pociski wzorcowe $z^{\pm 0{,}1}$.

Pociski o przesuniętym środku ciężkości zostały wykonane specjalnie; dla przesunięcia śr. ciężk. do ostrza $(z + 0{,}5)$, umieszczano w dolnej części pocisku krążki aluminiowe, jak wskazuje *rys. 27*, Przesunięcie środka ciężkości do denka zostało uskutecznione przez napełnienie ostrza pocisku — parafiną (*rys. 28*).



Rys. 27.



Rys. 28.

a) *Badanie celności.*

Zestawienie 15.

(Strzelanie z kbk. Nr 4738)

Pociski	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałów		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δx	Δy
(*z* — 0,3)	11,5	6,5	8,5	— 4,0	+ 1,0
(*z* + 0,5)	25,0; 22,5; 22,0	9,0; 8,5; 10,5	25,5	+ 3,0	— 5,0
wzorcowe *z*	9,5	4,5	5,0	0	0

Średnica 100% rozrzutu z 3 seryj po 7 strzałów (21) = 25,5 cm,

b) *Badanie szybkości.*

Odległość do tarczy 50 m.

Zestawienie 16.

Średnie szybkości z 10 strzałów; warunki atmosf.: $t = 8^0C$, $p = 755$ mm Hg, $w = 60\%$.

Pociski	V_{25} m/sek.	$V_{max.} — V_{min.}$
(z — 0,3)	775,6	9,4
(z + 0,5)	777,3	10,1
wzorcowe z	778,1	8,0

Porównanie wyników strzelań:

Szybkości dla trzech rodzai pocisków—nie wykazują istotnych zmian.

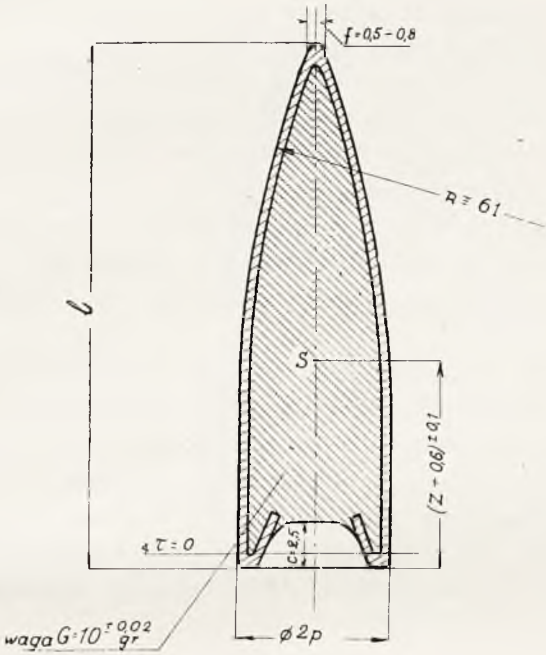
Lekkie zwiększenie rozrzutu szybkości pocisku (z + 0,5), odpowiadające zresztą zwiększeniu rozrzutu tego pocisku na tarczy, jest prawdopodobnie wpływem bardziej odległych od środka uderzeń pocisku w tarczę stalową aparatu Boulengé, co — jak wiadomo — zwiększa rozrzut przy pomiarze szybkości.

Rozrzut szybkości pocisków (z — 0,3) jest nieco większy niż pocisków wzorcowych ze względów omawianych już kilkakrotnie powyżej.

Natomiast rozrzut celności pocisków (z + 0,5) jest dwukrotnie większy niż pocisków (z — 0,3). Nie jest to jednak przypadek, gdyż świadczy o tym fakt, że przy trzykrotnym powtarzaniu próby otrzymano za każdym razem podobne wyniki.

Widać więc, że przesunięcie środka ciężkości do przodu pogarsza wybitnie rozrzut.

Ażeby zbadać istotną przyczynę tego zjawiska, powtórzyliśmy to strzelanie jeszcze raz, przesuwając jednak tym razem środek ciężkości do przodu nie w sposób opisany poprzednio, lecz przez głębszą saturację pocisku, jak to widać na *rys. 29.* Wyniki strzelania tym pociskiem przedstawia zestawienie.



Rys. 29.

Zestawienie 17.

(Strzelanie z kbk. Nr 4738).

Pociski	Średnica rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria z 20 strzałów		Seria z 10 strzałów		
	100%	50%	100%	Δx	Δy
Głęboka saturacja ($z+0,6$)	10,5	5,5	8,0	+1,2	—0,7
wzrcowe z	9,5	4,5	6,0	0	0

Rozrzut pocisków o głębokiej saturacji przy ($z+0,6$) — jest niewielki, odpowiada rozrzutowi pocisków wzorcowych. Przesunięcie przeto środka ciężkości do ostrza nie wpłynęło więc w tym wypadku ujemnie na celność.

Fakt ten należy tłumaczyć w ten sposób, że przy pociskach o głębokiej saturacji silne rozrzedzenie, wytworzone za pociskiem, przesuwa punkt zaczepienia oporu powietrza do przodu o wielkość prawdopodobnie bliską wielkości przesunięcia środka ciężkości, wskutek czego ramię oporu powietrza nie uległo poważnej zmianie.

Jest to o tyle ciekawe, że wskazuje drogę polepszenia celności tych pocisków, które muszą ze względów konstrukcyjnych mieć środek ciężkości przesunięty bardziej do przodu.[1])

Przyczyny tego zjawiska są w każdym razie interesujące i warte bliższego zbadania.

Z przeprowadzonych prób wynika, że pocisk S jest typowym pociskiem o bardzo krótkim ramieniu stabilizacyjnym, skoro już skrócenie tego ramienia o 0,5 mm powiększa rozrzut o przeszło 100%.

Analiza wymiarowa pocisku, przeprowadzona w I części, wykazuje, że przesunięcie środka ciężkości w tych granicach jest zupełnie możliwe. W produkcji przeto należy zwrócić baczną uwagę na położenie środka ciężkości tego pocisku, unikając zwłaszcza przesuwania go do przodu.

6. Wpływ mimośrodowego położenia środka ciężkości.

Dla określenia tego wpływu wykonano umyślnie badania pocisków o dużej mimośrodowości środka ciężkości.

Pocisk tego rodzaju przedstawia *rys. 30.*

Po jednej jego stronie, przy ścianie płaszcza została umieszczona blaszka miedziana o grubości 0,3 mm i szerokości 4 mm.

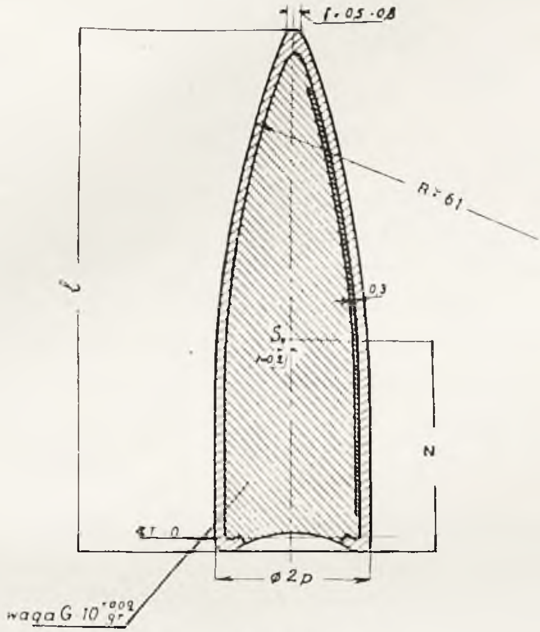
Pomiary, dokonane przyrządem Schember'a, wykazały mimośrodowość $x \cong 0,2$ mm. Strzelania przeprowadzono dwoma karabinkami:

o maksymalnej średnicy przelotu kbk. Nr 1

o minimalnej średnicy przelotu kbk. Nr 2.

---

[1]) Oczywiście dla pocisków świetlnych sposób ten byłby bezskuteczny, gdyż wypływające gazy niweczą działanie próżni.



Rys. 30.

a) *Badanie celności.*

Zestawienie 18.

Pociski	Średnica rozrzutów w cm: Seria 20 strzałów 100%	Średnica rozrzutów w cm: Seria 20 strzałów 50%	Średnica rozrzutów w cm: Seria 7 strzałów 100%	Uchylenia średnich punktów rozrzutu Δx	Uchylenia średnich punktów rozrzutu Δy
Strzelanie z kbk. Nr 1.					
$x = 0{,}2$	15,0	5,0	13,5	0	— 3,5
wzorcowe ($x = 0$)	7,0	3,6	7,0	0	0
Strzelanie z kbk. Nr 2.					
$x = 0{,}2$	15,5	5,5	12,0	+ 1,5	+ 2,5
wzorcowe ($x = 0$)	9,0	4,5	8,0	0	0

b) *Badanie szybkości.*

Odległość tarczy 50 m.

Zestawienie 19.

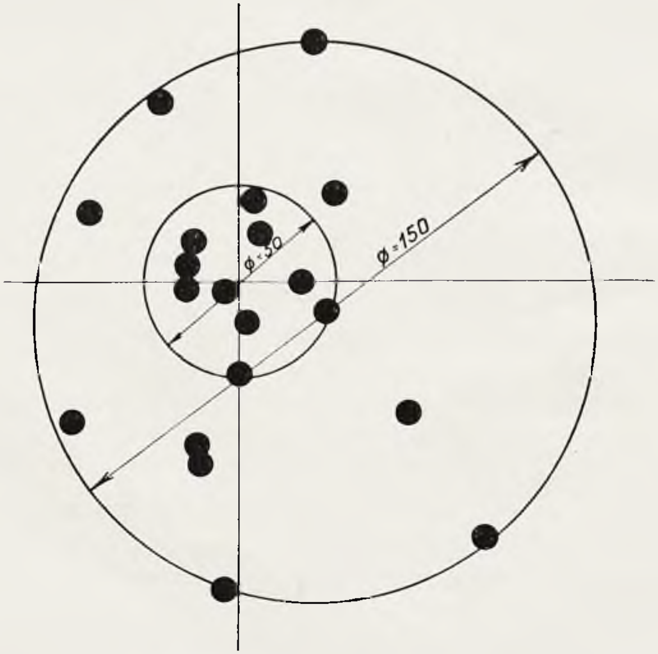
Średnie szybkości 10 strzałów.

warunki atmosfer.: $t = +11^oC$, $p = 751$ mm *Hg*, $w = 65\%$

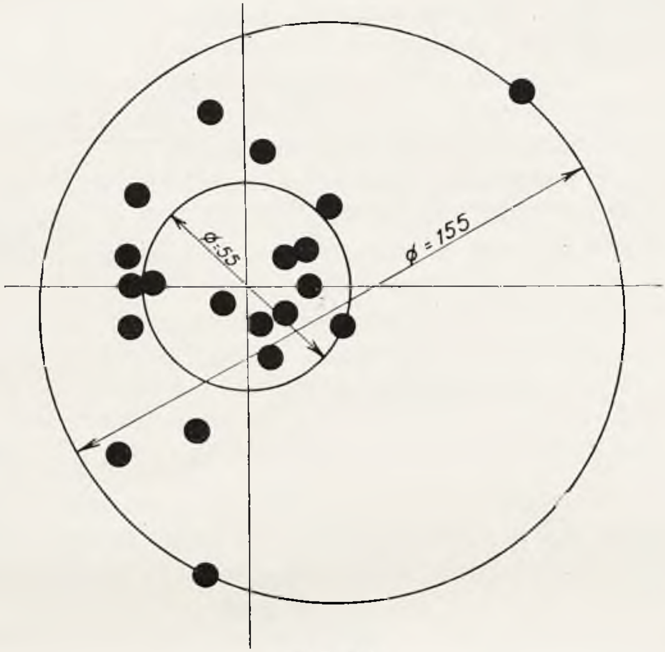
Pociski	V_{25} m sek.	$V_{max.} - V_{min.}$
przy $x = 0{,}2$	772,4	9,6
wzorcowe ($x = 0$)	771,8	7,2

Jak z powyższego widać, mimośrodowość nie wywiera większego wpływu na szybkość początkową.

Natomiast wywołuje ona bardzo silne powiększenie rozrzutu, prawie dwukrotne w porównaniu do normalnego. Ponadto powoduje



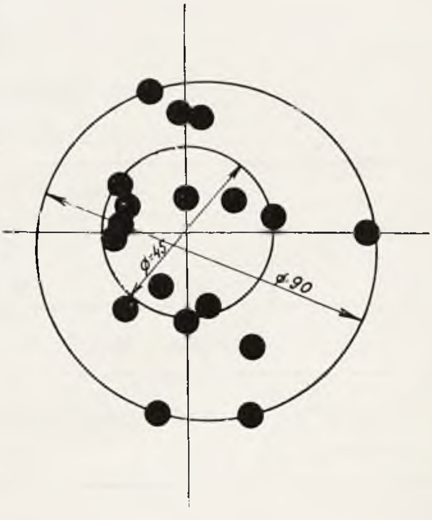
Rys. 31.



Rys. 32.



Rys. 33.



Rys. 34.

ona nieprawidłową budowę rozrzutu, podczas bowiem gdy rozrzut 100% wzrósł prawie dwukrotnie, 50% prawie że zupełnie nie uległ zmianie. W pociskach mimośrodowych stosunek rozrzutu 100% do 50% jest rzędu 3 zamiast wynosić około 2,3, jak to wynika z teorii prawdopodobieństwa, przy tej ilości strzałów.[1])

Wadliwą budowę rozrzutu (brak skupienia strzałów dookoła środka rozrzutu) widać zresztą i na *rys. 31* i *32* w przeciwieństwie do prawidłowej budowy rozrzutu na *rys. 33* i *34*, przedstawiających rozrzut pocisków wzorcowych.

Ta nieprawidłowa budowa rozrzutu wskazuje więc na to, że w miarę zwiększania się odległości rozrzut pocisków mimośrodowych będzie się jeszcze pogarszał.

7. Wpływ ekscentryczności kształtu pocisku.

Pociski te wykonano w ten sposób, że przez lekkie uderzenie zniekształcono dolną część stożkową do tego stopnia, ażeby nie przechodziła ona już przez otwór maksymalnego sprawdzianu średnicy pocisku.

W części zniekształconej przekroje pocisku można uważać jako elipsy o osiach $2p_1$ i $2p_2$.

Pomiary dolnej średnicy stożka pocisku wykazywały różnicę pomiedzy osiami:

$$(2p_1 - 2p_2) \cong 0{,}06 \text{ mm}.$$

Strzelania przeprowadzono pociskami zniekształconymi i wzorcowymi.

a) *Badanie celności.*

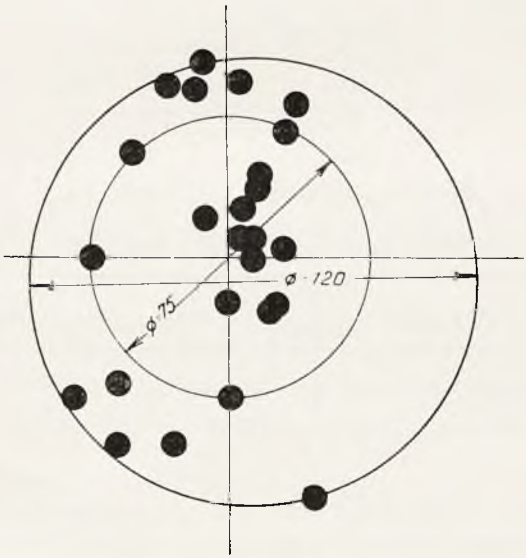
Zestawienie 20.

Pociski	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałów		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δx	Δy
Strzelanie z kbk. Nr 1 (o maks. średnicy przelotu)					
ekscent. kszt.	12,0	7,5	7,5	+ 4,5	+ 0,5
wzorcowe	7,0	3,5	7,0	0	0

[1]) por. ppłk dr Tadeusz Felsztyn „Związek między rozrzutem broni a warunkami stawianymi przy strzelaniu". Wiadomości Techniczne Uzbrojenia Nr 29 i 30, r. 1933.

Pociski	Średnica rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałow		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δx	Δy
Strzelanie z kbk. Nr 2 (o minim. średnicy przelotu)					
ekscent. kszt.	12,5	3,5	8,5	+ 2,5	— 2,0
wzorcowe	9,0	4,5	8,0	0	0

Budowa rozrzutu pocisków eliptycznych jest również nieregularna, choć mniej niż w wypadku pocisków mimośrodowych (*rys. 35* i *36*).

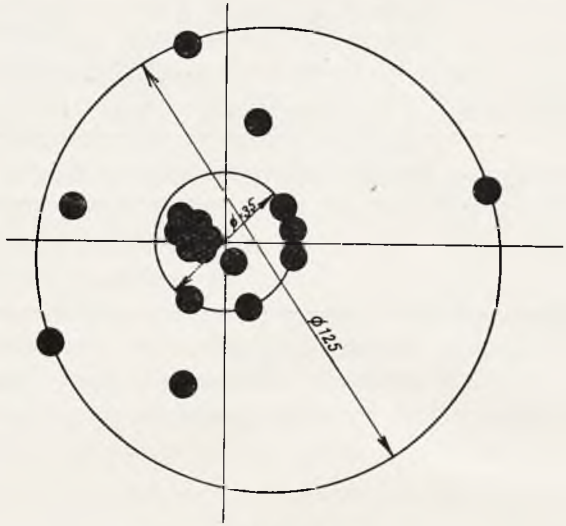


Rys. 35.

b) *Badanie szybkości.*

Odległość do tarczy — 50 m.

Kbk. Nr 4738.



Rys. 36.

Zestawienie 21.

Średnie szybkości z 10 strzałów.

Warunki atmosf.: $t = 6{,}0^0C$, $p = 755$ mm *Hg.*, $w = 79\%$.

Pociski	V_{25} m/sek.	$V_{max.} - V_{min.}$
ekscentr. kształtu .	772,5	7;9
wzorcowe	771,7	7,2

Jak widać, eliptyczność pocisku nie wpływa na szybkość początkową, natomiast pogarsza celność pocisków. Ponieważ tutaj pociski eliptyczne są identyczne (poza eliptycznością) z pociskami wzorcowymi, to też odpada wspomniany poprzednio kilkakrotnie wzgląd na różną dokładność wykonania pocisków i zwiększenie można przypisać wyłącznie wpływom eliptyczności.

Wskutek eliptyczności zmienia się również położenie środka rozrzutu, zwłaszcza w lufie o większej średnicy przelotu, tak że przy serii pocisków mieszanych niewątpliwie rozrzuty będą jeszcze większe.

Widać więc, że eliptyczność rzędu 0,06 mm, tj. 0,7% średnicy pocisku, jest wyraźnie niekorzystna dla celności pocisku.

8. Wpływ ostrza i krzywizny ostrołuku pocisku.

Do prób użyto następujących pocisków:

O dużej krzywiźnie ostrołuku $R \simeq 50$ mm (mniej smukłe)
tępe $f = 1{,}3 \pm 0{,}15$
wzorcowe $R \simeq 61$ mm $f = 0{,}5 \div 0{,}8$.

a) *Badanie celności.*
(z kbk. Nr 4738)

Zestawienie 22.

Pociski	Średnica rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałów		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δx	Δy
tępe	14,0	5,5	5,0	0	0
$R = 50$	21,0	9,5	17,0	+ 2,0	+ 1,0
wzorcowe	9,5	4,5	5,0	0	0

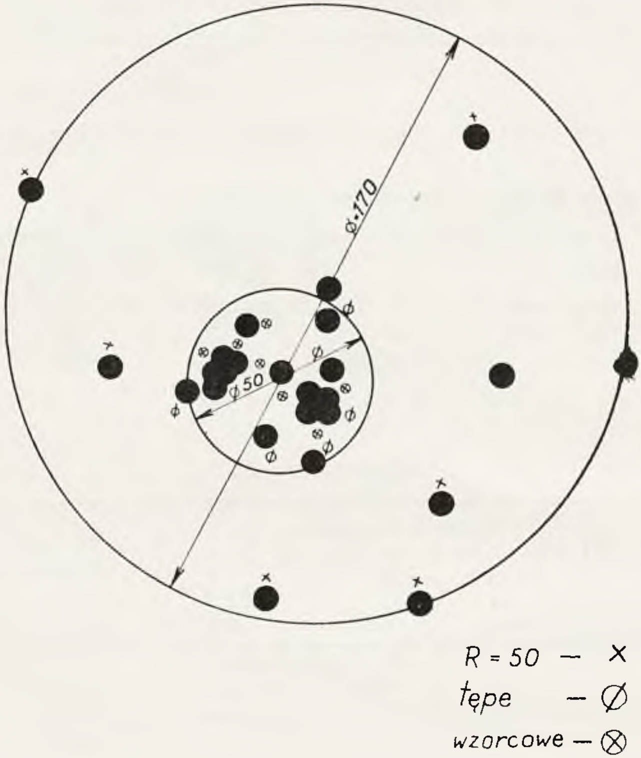
Średnica 100% rozrzutu z 3 seryj (21 strzałów)—17 cm *(Rys. 37)*.

b) *Badanie szybkości.*
(z kbk. Nr 4738).

Zestawienie 23.

Średnie szybkości z 10 strzałów.
Warunki atmosf.: $t = +15{,}4°C$, $p = 750$ mm *Hg*, $w = 61\%$.

Pociski	V_{25} w m/sek	$V_{max} - V_{min}$
tępe	787,6	17,1
$R = 50$	789,5	12,0
wzorcowe	789,0	11,2



Rys. 37.

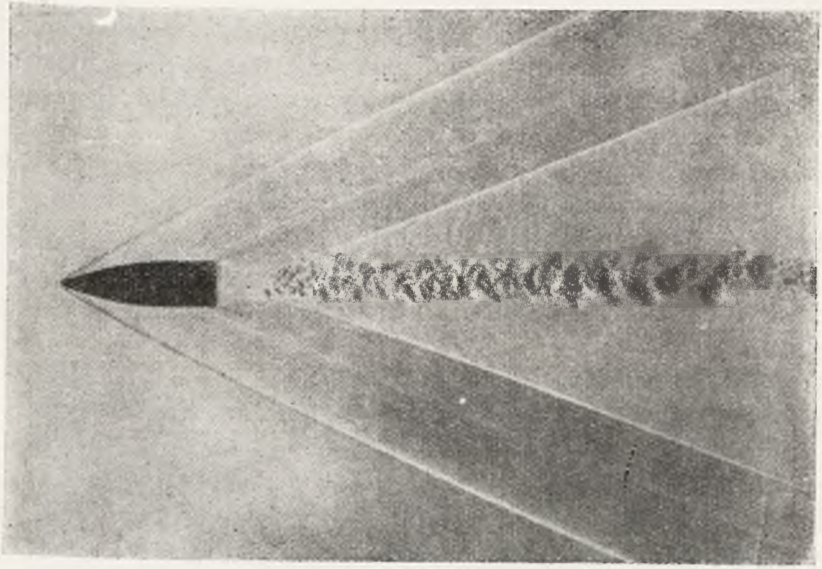
Pociski tępe i pociski o mniejszym ostrołuku nie wykazują zmian szybkości początkowej. Niewątpliwie jednak napotykają one w czasie lotu na większe opory powietrza niż pociski wzorcowe, przeto i szybkości na torze badanych pocisków będą wykazywały większe spadki.

Co do celności, to rozrzut pocisków tępych nie jest bynajmniej gorszy niż rozrzut pocisków wzorcowych. Widać to zwłaszcza wyraźnie z rys. 37, z którego wynika, że duża tolerancja w zaokrągleniu ostrołuku (która istotnie wynika z analizy wymiarowej przeprowadzonej w cz. I niniejszej pracy) jest zupełnie dopuszczalna. Wyjaśnienie tego zjawiska jest następujące.

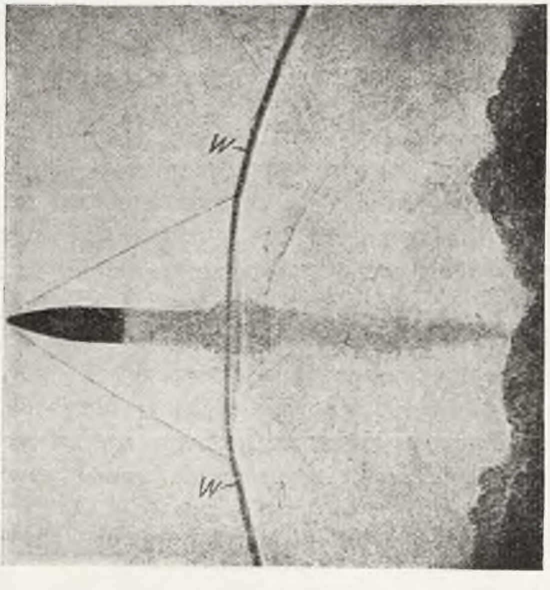
Jak widać z fotografij iskrowych, wykonanych przez Cranza [1])

---

[1]) Cranz, Lehrbuch der Ballistik III Band. Experimentelle Ballistik III wydanie. Berlin. Springer 1927.

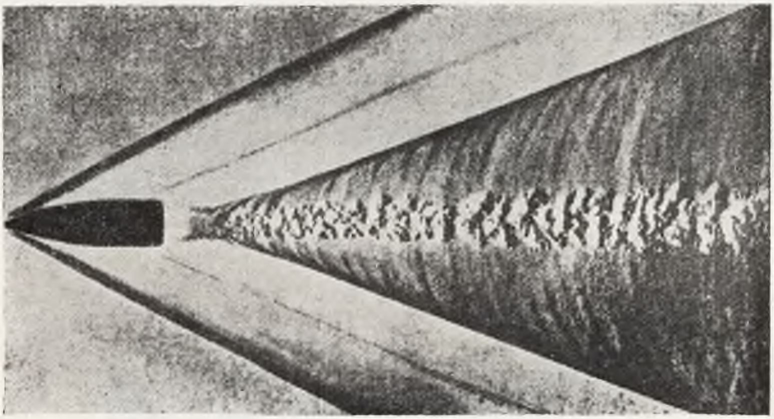


Rys. 38.



Rys. 39.

(*rys. 38*) i Quayle'a [1]) (*rys. 39*) fala balistyczna ostrza pocisku jest zaokrąglona. Przyczyną tego jest prawdopodobnie — jak to podaje Quayle [2]) — masa powietrza skupiona koło ostrza pocisku, która niejako sztucznie powiększa zaokrąglenie przednie pocisku. Rzeczą bowiem jest jasną, że ostrze pocisku, przesuwając się z szybkością dużo większą od szybkości głosu, porywa za sobą cząsteczki powietrza i tym samym wywołuje duże nadciśnienia, powodujące wspomniane poprzednio zaokrąglenie fali balistycznej czołowej. Wielkość tej porwanej przez ostrze pocisku masy powietrza (coiffe d'air) zależy — jak to podaje Quayle [3]) — od zaokrąglenia ostrołuku pocisku,



Rys. 40.

lecz prawdopodobnie w miarę zmniejszania się tego zaokrąglenia dochodzi do granicy, poniżej której już wielkość zaokrąglenia nie gra roli. Widać to np. na rys. 38, gdzie ostrze pocisku wystaje z przed fali bali balistycznej. Jeszcze wyraźniej widać to na rys. 40, zaczerpniętym z pracy M. T. Harrisa [4]). A zatem zaokrąglenie przednie pocisku z chwilą, gdy krzywizna przednia dojdzie do pewnej granicy minimalnej, przestaje mieć wpływ na opór powietrza.

Natomiast celność pocisków o większej krzywiźnie (mniejszym promieniu) jest znacznie gorsza niż pocisków normalnych. Widocznie więc i tu przesunięcie punktu zaczepienia oporu powietrza do tyłu

---

[1]) M. Ph. P. Quayle „La Photographie par étencelles" Mémorial de l'Artilerie Française r. 1928, zeszyt III, str. 651 i nast.

[2]) [3]) l. c. str. 669.

[4]) M. T. Harris „Perturbations aériennes autour des balles en mouvement" Mémorial de l'Artillerie Française r. 1928, zesz. 3, str. 683 i nast.

naskutek mniej smukłego kształtu ostrołuku pocisku powoduje znaczne pogorszenie warunków stabilizacyjnych pocisku (ramię stabilizacji), a stąd i znaczne powiększenie rozrzutu.

Z tego, co dotąd było powiedziane, można wysnuć następujący wniosek:

1) Widać, że pocisk typu pocisku *S* ma budowę niezbyt korzystną z punktu widzenia celności, skoro drobne już stosunkowo przesunięcie punktu zaczepienia oporu powietrza do tyłu [wskutek zmiany środka ciężkości lub kształtu ostrołuku) powoduje znaczne pogorszenie celności pocisku. Należy przypuszczać, że pocisk ten ma ramię stabilizacyjne prawie że na granicy dopuszczalnej dla prawidłowej budowy pocisku.

2) Małe stosunkowo zmiany promienia ostrołuku, a przede wszystkim położenia środka ciężkości, leżące w granicach dopuszczalnych, w myśl analizy wymiarowej przeprowadzonej w cz. I niniejszej pracy, mogą wywołać poważne skutki ujemne dla celności pocisku. Na te czynniki należałoby więc przy odbiorze zwrócić uwagę znacznie większą niż dotychczas, przez ewentualne wprowadzenie pewnych dodatkowych sprawdzianów, jak o tym wspominaliśmy w cz. I niniejszej pracy.

9) *Wpływ ciężaru pocisku.*

Do prób użyto pociski ciężkie o wadze $G = 10{,}15 \pm 0{,}02$ g
pociski lekkie o wadze $G = 9{,}85 \pm 0{,}02$ g
pociski wzorc. o wadze $G = 10 \pm 0{,}02$ g

a) *Strzelanie na celność.*
(z kbk. Nr 4738).

Zestawienie 24.

Pociski	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Serja 20 strzałów		Serja 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δy	Δz
ciężkie	12,0	6,5	10,5	0,5	0
lekkie	9,5	3,5	6,5	—3.5	+ 2,5
wzorcowe	9,5	4,5	7,5	0	0

Średnica 100% rozrzutu z 3 seryj (21 strzałów) = 11,5 cm.

b) *Pomiary ciśnienia.*

Zestawienie 25.

Średnie ciśnienia z 12 strzałów.

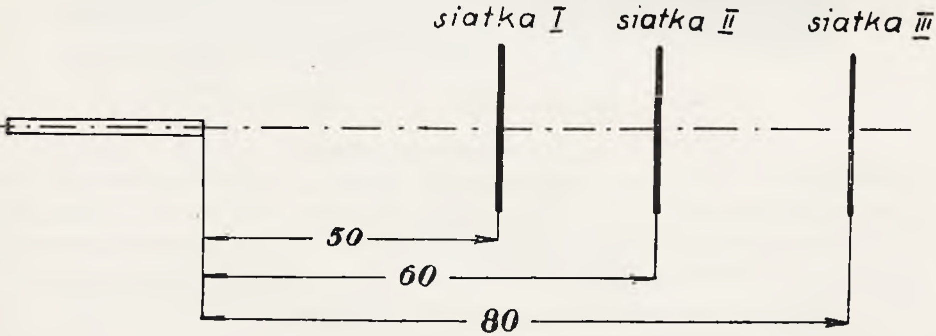
Warunki atmosf.: $t = -2^0C$, $p = 755{,}0$ mm Hg, $w = 60\%$.

Pociski	$P_{śr}$ kg/cm²	$P_{max} - P_{min}$
ciężkie	2397,0	179
lekkie	2402,4	191
wzorcowe	2404,6	161

c) *Strzelanie na szybkość.*

Strzelania zostały przeprowadzone z wykonaniem pomiarów czasów przelotu pocisku w trzech punktach toru.

Schemat urządzenia do tego pomiaru podaje *rys. 41.*



Rys. 41.

Przez odpowiednie połączenie trzech aparatów Boulengé z siatkami i wylotem lufy, można było mierzyć spadki chronografów aparatów (h_1, h_2, h_3) — odpowiadające czasom (t_1, t_2, t_3) przelotu pocisku na odległości 50 m, 60 m, 80 m.

Wyniki strzelań podaje zestawienie 26, w którym szybkość początkowa pochodzi z ekstrapolacji w sposób określony niżej.

Dane dotyczące szybkości obliczono pg następujących wzorów:

$$v_{25} = \frac{50 \text{ m}}{t_1 \text{ sek}}$$

$$v_{55} = \frac{60 \text{ m} - 50 \text{ m}}{t_2 - t_1} = \frac{10 \text{ m}}{(t_2 - t_1) \text{ sek}}$$

$$v_{70} = \frac{80 \text{ m} - 60 \text{ m}}{t_3 - t_2} = \frac{20 \text{ m}}{(t_3 - t_2 \text{ sek})}$$

$$v_{30} = \frac{60 \text{ m}}{t_2 \text{ sek}}$$

$$v_{40} = \frac{80 \text{ m}}{t_3 \text{ sek}}$$

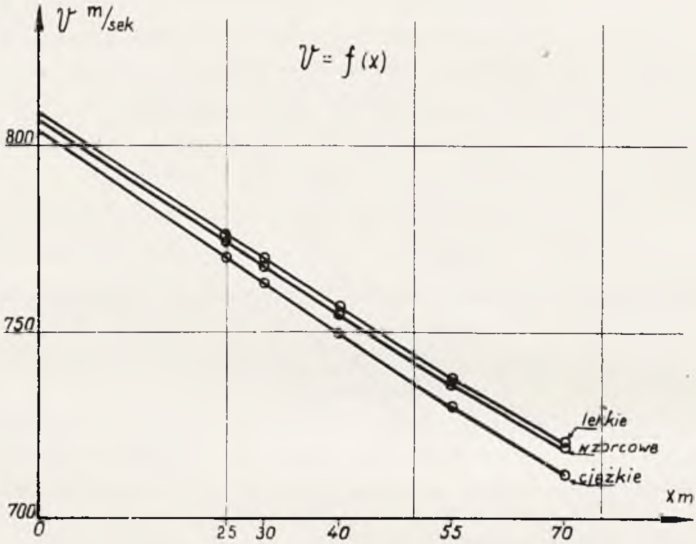
Dla obliczenia współczynnika balistycznego konieczna jest znajomość szybkości początkowej.

Zestawienie 26.

Strzelnica zakryta. Warunki atmosferyczne: $t = 9{,}2^0$, $p = 755{,}4$ mm Hg, $w = 61\%$.

Rodzaje pocisków	Dane pomiarowe — Średnie wartości czasów przelotu do poszczególnych siatek		Wartości obliczone — Szybkości pocisku w odległościach od wylotu lufy					Szybkość początkowa
	Nr tarczy	Czas t sek	v_{25}	v_{30}	v_{40}	v_{55}	v_{70}	
wzorcowe	1	0,064541	774,7	767,9	755,0	735,7	718,7	807,0
	2	0,078133						
	3	0,105961						
ciężkie	1	0,064926	770,1	763,1	749,7	730,0	712,0	803,7
	2	0,078624						
	3	0,106714						
lekkie	1	0,064406						
	2	0,077956	776,3	769,7	756,6	738,0	619,8	809,0
	3	0,105741						

Na zasadzie wyżej obliczonych wartości — V wykonano wstępny wykres szybkości (*rys. 42*), z którego przez ekstrapolację znaleziono następujące szybkości początkowe:



Rys. 42.

dla pocisków wzorcowych $V_0 = 806$ m/sek
dla pocisków ciężkich $V_0 = 803$ m/sek
dla pocisków lekkich $V_0 = 809$ m/sek.

Stosując metodę Siacciego, znajdujemy współczynniki balistyczne ze wzoru:

$$D(V_x) = D(V_0) + C \, . \, X$$

Obliczone w ten sposób współczynniki sprowadzamy na warunki normalne. Jako warunki normalne przyjęto następujące warunki:

$$t = 15^0\text{C}, \; H = 660 \text{ mm } Hg, \; w = 50\%.$$

Ciężar 1 m^3 powietrza wynosi

$$\delta_t = \frac{1{,}293 \, . \, H}{760} \cdot \frac{273}{T} - 0{,}174 \cdot \frac{w \, . \, E}{T}$$

gdzie E oznacza prężność pary wodnej nasyconej w temperaturze T.

Ciężar 1 m^3 powietrza w warunkach normalnych wynosi więc:

$$\delta_0 = \frac{1{,}293 \, . \, 760}{760} \cdot \frac{273}{288} - 0{,}174 \cdot \frac{0{,}5 \, . \, 12{,}8}{288} = 1{,}2217 \sim 1{,}22$$

Zestawienie 27.

Pocisk	Wzorcowy				Ciężki				Lekki			
Współczynnik balistyczny	5,30				5,50				5,36			
	Szybkość m/s		Czas sek.		Szybkość m/s		Czas sek.		Szybkość m/s		Czas sek.	
Odległość m	Mierzona	Obliczona	Mierzony	Obliczony	Mierzona	Obliczona	Mierzony	Obliczony	Mierzona	Obliczona	Mierzony	Obliczony
0		807,0				803,7				809,0		
25	774,7	774,7			770,1	770,1			776,3	776,3		
30	767,9	768,3			763,1	763,3			769,7	769,7		
40	755,0	755,7			749,7	750,1			756,6	757,0		
50			0,06454	0.06453			0,06493	0,06487			0,06441	0,06437
55	735,7	737,4			730,0	730,6			738,0	738,0		
60			0,07813	0,07811			0,07862	0,07874			0,07794	0,07799
70	718,7	718,1			712,0	712,2			719,8	719,1		
80			0,10596	0,10604			0,10671	0,10685			0,10574	0,10597

Warunki dnia w czasie pomiarów szybkości były:

$$t = 9{,}2^0;\ H = 755{,}4 \text{ mm } Hg;\ w = 61\%.$$

Ciężar 1 m³ powietrza wynosi:

$$\delta_t = \frac{1{,}293 \,.\, 755{,}4}{760} \cdot \frac{273}{282{,}2} - 0{,}174 \cdot \frac{0{,}61 \,.\, 8{,}7}{282{,}2} = 1{,}2400.$$

Współczynnik balistyczny sprowadzony na warunki normalne będzie.

$$C_0 = C \cdot \frac{\delta_0}{\delta_t} = C \cdot \frac{1{,}2217}{1{,}2400} = \underline{0{,}985242 \,.\, C}$$

Przeliczenia dokonano przy pomocy tabel funkcji pierwotnych dla prawa oporu powietrza Siacci III.

Pierwsze obliczenia współczynnika balistycznego wykazały nieregularne jego wahania. Po ich wyrównaniu uzyskano dane umieszczone w zestawieniu 27.

Jak widać, zgodność liczb mierzonych i obliczonych jest w zupełności wystarczająca.

Czasy przelotu obliczono wedle wzoru

$$t = \frac{1}{C}\,[T(u) - T(v_0)]$$

Otrzymane współczynniki balistyczne przeliczone na warunki normalne ($\delta = 1{,}22$) wynoszą:

Dla pocisku wzorcowego 5,22
dla pocisku ciężkiego 5,47
dla pocisku lekkiego 5,28.

Te współczynniki balistyczne są bardzo duże, znacznie większe niż otrzymane w pracach dawniejszych.[1]) Wynika to prawdopodobnie stąd, że przy V_{25} wynoszącej w cytowanej pracy 799,6 w porównaniu do około 795 przy pracy obecnej — warunki wylotowe pocisku musiały być znacznie lepsze. Jest to rzeczą korzystną dla celu zakreślonego w naszej pracy, ponieważ przy gorszych warunkach wy-

---

[1]) Ppłk dr Tadeusz Felsztyn, inż. Wawrzyniec Lewandowski, inż. Marian Ziębiński: „Odbijanie się pocisku „S" od stali i drzewa na odległościach 100, 200 i 300 m". Wiad. Techn. Art. Nr 15; 1932 r. str. 28.

lotowych łatwiej wykryć różnice we własnościach stabilizacyjnych poszczególnych pocisków.

W podanych wyżej współczynnikach balistycznych tkwią jeszcze i ciężary pocisków. Chcąc je uwzglednić, należy obliczone współczynniki sprowadzić do wspólnych warunków, mnożąc współczynnik balistyczny pocisku cięžkiego przez 0,15, a lekkiego przez 0,985. Otrzymamy w ten sposób następujące współczynniki balistyczne sprowadzone do wspólnego ciężaru:

Dla pocisku wzorcowego	5,22
dla pocisku ciężkiego	5,56
dla pocisku lekkiego	5,20.

Z liczb powyższych wynika, że pocisk lekki ma współczynnik balistyczny taki sam, jak pocisk o ciężarze średnim (pocisk wzorcowy) natomiast pocisk ciężki ma współczynnik balistyczny dużo gorszy—niewątpliwie w wyniku gorszych warunków, przy jakich opuszcza lufę. Dane celności w zupełności potwierdzają ten wniosek.

Zestawienie wyników, otrzymanych dla tych trzech pocisków wykazuje więc, że szybkość zmienia się w sposób całkowicie zgodny z teorią, ciśnienie natomiast nie wykazało żadnych różnic wbrew rozumowaniom teoretycznym. Widocznie więc tak drobna różnica ciężaru wywołała zmiany mniejsze niż błędy pomiarowe.

Natomiast strzelanie na celność wykazało, że już powiększenie ciężaru o 0,15 g, tj. o 1,5% ciężaru pocisku, znacznie pogorszyło warunki wylotowe pocisku przy tej szybkości, jaką posiadały badane pociski. Nie można oczywiście twierdzić, by właśnie zwiększenie ciężaru wywołało ten skutek. Nie ulega bowiem wątpliwości, że przy innej szybkości (a więc innej fazie drgań lufy) stosunki mogą się odwrócić.

Przykład ten nie świadczy bynajmniej o tym, by tak mała już zmiana ciężaru pocisku mogła rzeczywiście zmienić własności balistyczne pocisku. Raczej należy wynik tego strzelania traktować jako ostrzeżenie, jak starannie trzeba dobierać szybkość wylotową w zależności od długości lufy, zwłaszcza przy pocisku o tak niepewnej i chwiejnej stabilizacji, jak pocisk *S*.

Jeżeli bowiem szybkość obierze się w ten sposób, że pocisk opuszczać będzie lufę w niekorzystnej fazie drgań, to nawet drobna zmiana ciężaru, bez znaczenia w warunkach normalnych, może znacznie pogorszyć warunki wylotowe pocisku.

10. Wpływ pochyłości obrzeża zagięcia saturacyjnego.

Do prób użyto pociski o pochyłym obrzeżu $\tau \cong 2^0$
pociski wzorcowe $\tau = 0$

a) Badanie celności (zestawienie 28).

b) Badanie szybkości (zestawienie 29).
(z kbk. Nr 4738)

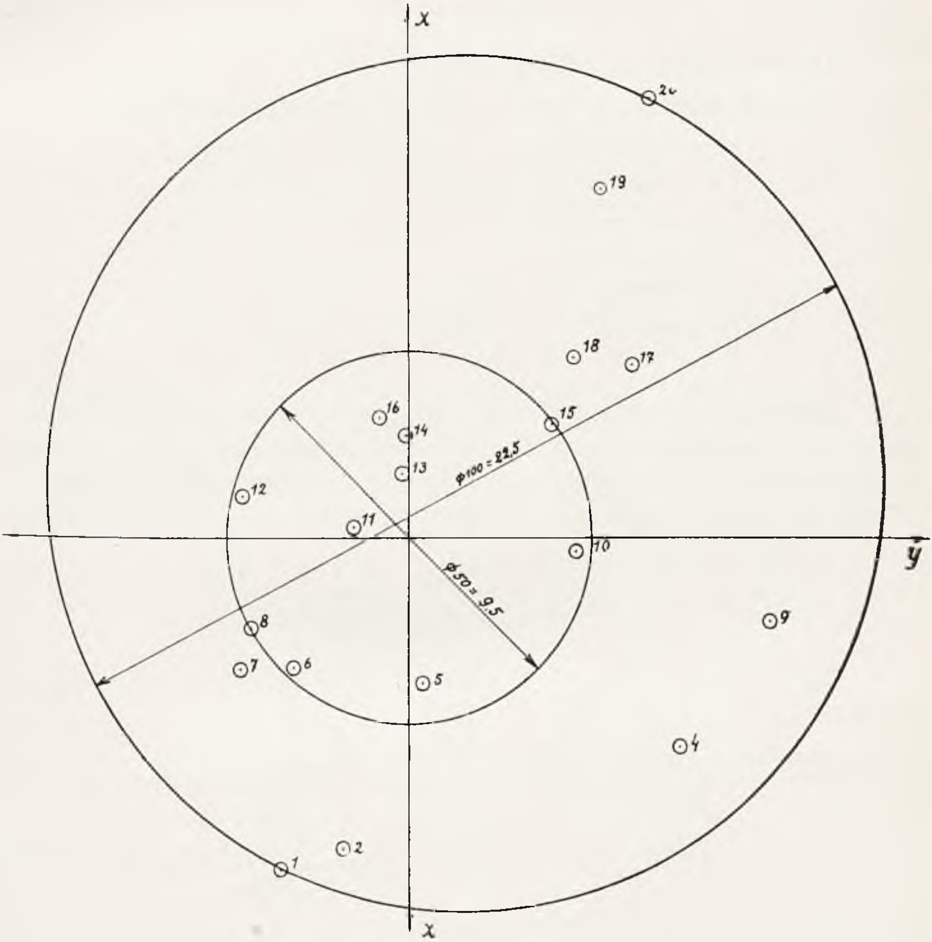
Odległość do tarczy 50 m.

Obraz rozrzutu strzałów w wypadku skośnej saturacji przedstawia *rys. 43.*

Wpływ pochyłości obrzeża na szybkość jest żaden, natomiast na celność jest on bardzo duży, skoro rozrzut pocisków o pochyłym zagięciu obrzeża saturacyjnego jest trzykrotnie większy niż pocisków wzorcowych.

Zestawienie 28.

Pociski	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałów		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δx	Δy
Strzelanie z kbk. Nr 1 (o maks. średnicy przelotu)					
o pochyłym obrzeżu	22,5; 19,5	9,5; 8,5	15,0	0	— 1,5
wzorcowe	7,0	3,5	7,0	0	0
Strzelanie z kbk. Nr 2 (o minim. średnicy przelotu)					
o pochyłym obrzeżu	24,0	8,0	15,0	+ 0,5	+ 2,0
wzorcowe	9,0	4,5	8,0	0	0



Rys. 43.

Seria 20 strzałów — Odległość do tarczy 100 m.

∅ 100% rozrzutu — 22,5 cm. — ∅ 50% rozrzutu — 9,5 cm.

Początek układu w średnim punkcie rozrzutu.

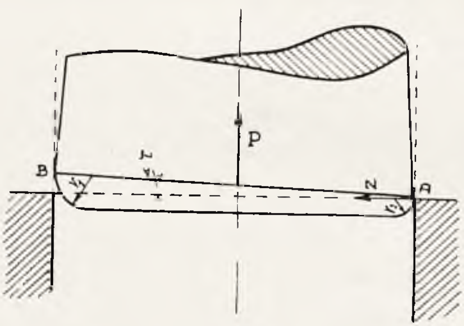
Spółrzędne strzałów								
Nr strz.	y cm	x cm	Nr strz.	y cm	x cm	Nr strz.	y cm	x cm
1	— 3,4	— 8,5	8	— 4,2	— 2,3	15	+ 3,8	+ 3,0
2	— 1,7	— 8,1	9	+ 9,8	— 2,1	16	— 0,8	+ 3,2
3	+ 0,1	— 6,1	10	+ 4,5	— 0,3	17	+ 6,0	+ 4,6
4	+ 7,4	— 5,4	11	— 1,5	+ 0,3	18	+ 4,4	+ 4,8
5	+ 0,4	— 3,8	12	— 4,5	+ 1,1	19	+ 5,1	+ 9,2
6	— 3,1	— 3,4	13	— 0,2	+ 1,7	20	+ 6,4	+11,5
7	— 4,5	— 3,4	14	— 0,1	+ 2,7			

Zestawienie 29.

Średnie szybkości z 10 strzałów.
Warunki atmosf.: $t = 10°C$, $H = 763$ mm Hg $w = 60\%$.

Pociski	V_{25} m/sek	$V_{max} - V_{min}$
o pochyłym obrzeżu	774,2	10,2
wzorcowe	773,6	8,8

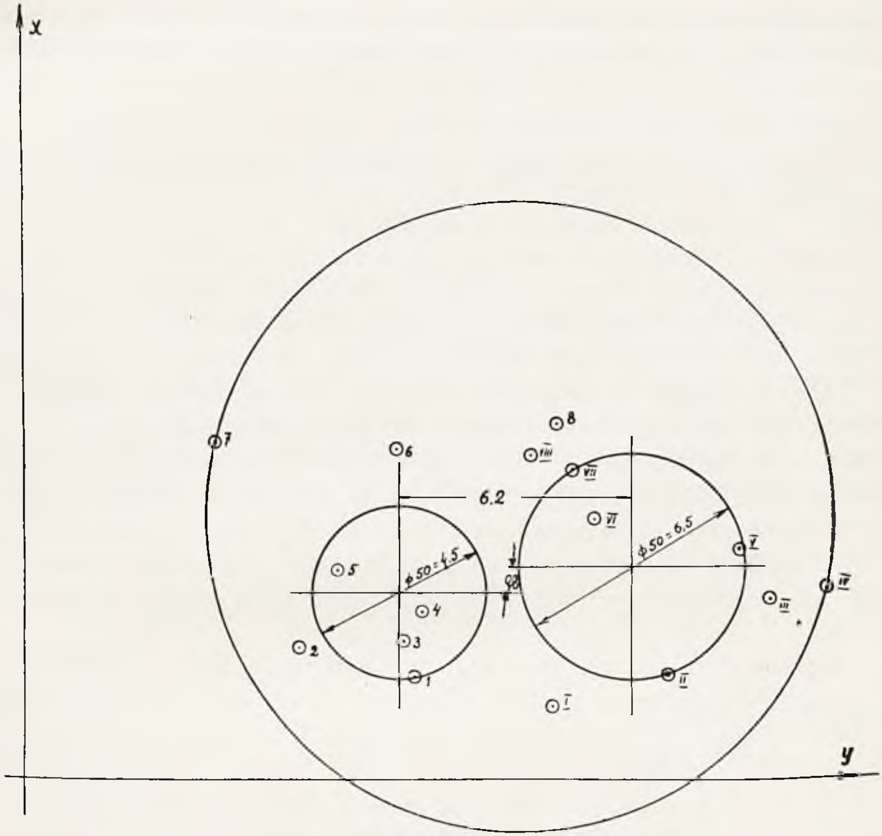
Zjawisko to można wyjaśnić następująco *(rys. 44)*. W chwili, gdy pocisk opuszcza lufę, a dno jego jest skośne, to opiera się ono w przewodzie lufy w punkcie *A* obrzeża, podczas gdy z drugiej strony nie jest prowadzone. Reakcja *N* działania lufy na pocisk



Rys. 44.

wraz z siłą osiową *P* — dają wypadkową skierowaną nie wzdłuż os pocisku. Wypadkowa sił *P* i *N* powoduje więc wychylenie pocisku. Punkt *A* oparcia pocisku będzie odpowiadał najmniejszemu promieniowi zagięcia saturacyjnego. Oczywiście, że przy wylocie z lufy poszczególne pociski będą się opierały w różnych miejscach wewnętrznej powierzchni lufy i to jest przyczyną sprzyjającą uchyleniom strzałów. Dla potwierdzenia powyższego zjawiska przeprowadzono próby następujące.

Na ostrzu pocisku zaznaczano rysą położenie denka odpowiadające największemu promieniowi — r_1 saturacyjnego zagięcia denka pocisku. Po elaboracji nabojów z tak zaznaczonymi pociskami prze-



Rys. 45

2 serie po 8 strzałów
odległość do tarczy — 100 m.

Spółrzędne strzałów					
Nr strz.	+ y	+ x	Nr strz.	+ y	+ x
rysami do góry			rysami na dół		
1	10,4	2,8	I	14,1	2,0
2	7,3	3,5	II	17,2	2,8
3	10,1	3,7	III	19,9	4,9
4	10,6	4,5	IV	21,4	5,2
5	8,3	5,6	V	19,1	6,2
6	9,9	8,8	VI	15,2	7,0
7	5,0	9,0	VII	14,0	8,3
8	14,2	9,5	VIII	13,5	8,7

prowadzano strzelanie. Naboje zostały wprowadzone do komory nabojowej w pierwszej serii strzałów—rysami do góry, w drugiej—rysami na dół.

Wyniki strzelań podaje *rys. 45.*

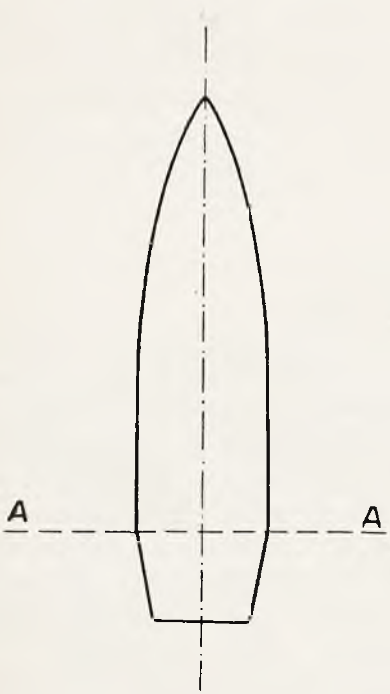
Odległości punktów rozrzutów pomiędzy wspomnianymi seriami wynoszą:

$$x = 6{,}2$$
$$y = 0{,}8.$$

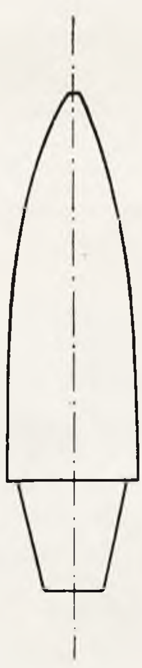
Jak widać, strzały rozłożyły się wyraźnie po dwóch stronach tarczy, a skupienia ich są zupełnie dobre.

Warto zaznaczyć, że inne, nie przez nas dokonane doświadczenia z lufami umyślnie skośno obciętymi u wylotu, dały ten sam wynik. W świetle poprzednich wyjaśnień jest to zupełnie zrozumiałe. Przykład ten więc potwierdza w zupełności poprzednie rozumowania.

Przykład pocisku typu S o pochyłym dnie świadczy dostatecznie, jak duże znaczenie ma właściwe zakończenie części wiodącej



Rys. 46.



Rys. 47.

pocisku w lufie. Jeżeli bowiem dokładnie rozpatrzyć przyczynę wadliwego rozrzutu pocisku o pochyłym dnie tak, jak to przedstawiliśmy powyżej na *rys. 44* to wyraźnie widać, że istotna przyczyna leży w nieprostopadłym do osi zakończeniu tej części pocisku, którą wiedzie się on w lufie, a nie bynajmniej jego dna. Przy pocisku bowiem o dnie smukłym, typu np. *SC* skośna saturacja będzie miała znaczenie dużo mniejsze. Istotnie doświadczenie okazuje, że nawet umyślnie zła saturacja tego pocisku pozostaje zupełnie bez wpływu na wyniki strzelania. Jak bowiem widać na *rys. 46*, rolę zakończenia części prowadzącej w tym pocisku gra nie jego dno, ale jego przekrój *A—A*. Sprawa ta o tyle się nieco komplikuje, że w rzeczywistości wskutek grubości bruzd, zakończenie części wiodącej w tym pocisku jest niezupełnie określone. Może właśnie dlatego, ażeby uzyskać zupełnie pewne opuszczenie lufy przez pocisk, zaopatrzono pocisk fiński (*rys. 47*), o wyjątkowo dużej celności, w płask w miejscu odpowiadającym na *rys. 46* przekrojowi *A — A*.

11. Wpływ osadzenia pocisku w łusce.

Badania te przeprowadzono w celu stwierdzenia wpływu głębokości osadzenia pocisku w łusce. Do prób użyto pociski wzorcowe i wciśnięto je do łuski normalnej w ten sposób, że długość naboju wynosiła:

maks. długość naboju $(h + 1{,}5) \pm 1{,}1$ mm
min. długość naboju $(h - 2{,}4) \pm 0{,}1$ mm
norm. długość naboju h mm

h — długość naboju mierzona od dna łuski do ostrza pocisku.

a) *Badanie celności.*
(z kbk. Nr 4738)

Zestawienie 30.

Naboje	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałów		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δy	Δz
Maks. długość . .	9,0	5,5	7,0	+ 1,5	— 0,5
Normalna długość	10,5	7,0	8,0	+ 1,0	+ 3,5
Min. długość . .	9,5	4,5	6,5	0	0

b) *Badanie ciśnienia.*

Zestawienie 31.

Średnie ciśnienie z 12 strzałów.

(Warunki atmosferyczne: $t = 3^0$ C; $H = 756{,}0$ mm Hg; $w = 58\%$).

Naboje	P w kg/cm²	$P_{max.} - P_{min.}$
maks. długości	2488,9	131
min. długości	2467,0	107
normalnej długości	2465,0	107

c) *Badanie szybkości.*

Odległość do tarczy 50 m.

Zestawienie 32.

Średnie szybkości z 10 strzałów.

(Warunki atmosf.: $t = 10{,}2^0$ C; $p = 750$ mm Hg; $w = 61\%$).

Naboje	V_{25} m/sek	$V_{max.} - V_{min.}$
maks. długoćci	776,3	11,5
min. długości	774,5	10,8
normalnej długości	774,1	8,9

Jak widać z badań celności, najgorsze jest skupienie pocisków płytko osadzonych w szyjce łuski (maks. długość naboju).

Wynika to prawdopodobnie stąd, że pociski zbyt płytko osadzone w łusce mają złe wprowadzenie do lufy, skutkiem czego „biją" w lufie. Przy głębszym wciśnięciu pocisku w łuskę, jest on już dobrze wprowadzony w komorę nabojową i rozrzuty są prawie niezależne od długości naboju.

Nie stwierdzono wpływu głębokości osadzenia pocisku w łusce na szybkość i ciśnienie. Potwierdza to również założenie balistyki wewnętrznej, że ciśnienie w broni zależy przede wszystkim od pojemności komory nabojowej, liczonej do stożka przejściowego lufy

(tam gdzie opiera się pocisk), a następnie od siły zacisku pocisku w łusce.

Natomiast wpływ balistyczny głębokości osadzenia pocisku w łusce istnieje jedynie w wypadku bardzo dużych różnic i energicznego prawie równoczesnego zapłonu. W naboju karabinowym, gdzie zapłon nie jest natychmiastowy, głębokość osadzenia pocisku jest balistycznie bez większego znaczenia.

12. Wpływ zniekształcenia pocisku przez zacisk.

Do prób użyto pociski, które zostały zaciśnięte w łusce przy stałym ustawieniu zaciskarki.

zacisk maksymalny = 51,4 kg (średnio z 20 pomiarów)
zacisk minimalny = 29,1 kg „
naboje porównawcze (niezaciskane) wcisk = 12,1 kg „

a) *Badanie celności.*

Pociski przy	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałów		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δy	Δz
zacisku minim.	9,0	6,0	5,5	0	+ 1,0
zacisku maksym.	21,0; 16,5	11,5; 9,0	13,5	— 7,0	+ 2,0
wcisku	9,5	4,5	7,5	0	0

b) *Badanie ciśnienia.*

Zestawienie 33.

Średnie ciśnienia z 12 strzałów.
(Warunki atmosf.: $t = -5^0$ C; $p = 755,8$ mm Hg; $w = 68\%$).

Pociski	P w kg/mm²	$P_{max.} - P_{min.}$
zacisk maks.	2558,0	106
zacisk min.	2515,1	93
wcisk	2491,0	111

c) *Badanie szybkości*
(z kbk. Nr 4738).

Zestawienie 34.

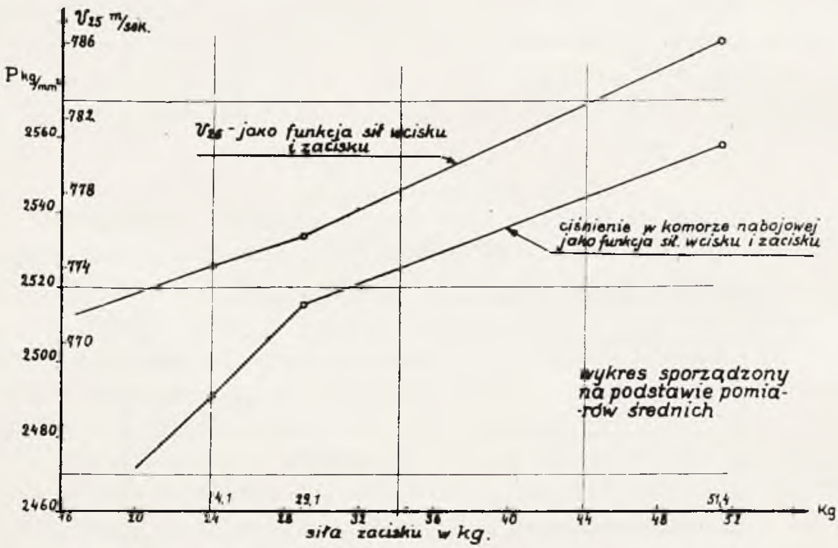
Średnie szybkości z 10 strzałów.
(Warunki atmosf.: $t = +8{,}2^0$ C; $p = 756{,}2$ mm Hg; $w = 60\%$).

Pociski	V_{25} m/sek	$V_{max.} - V_{min.}$
zacisk maks.	786,3	9.6
zacisk min.	775,6	8,5
wcisk	774,0	10,1

Badania celności, ciśnienia i szybkości wykazują wyraźne zmiany własności balistycznych pomiędzy pociskami wymienionymi.

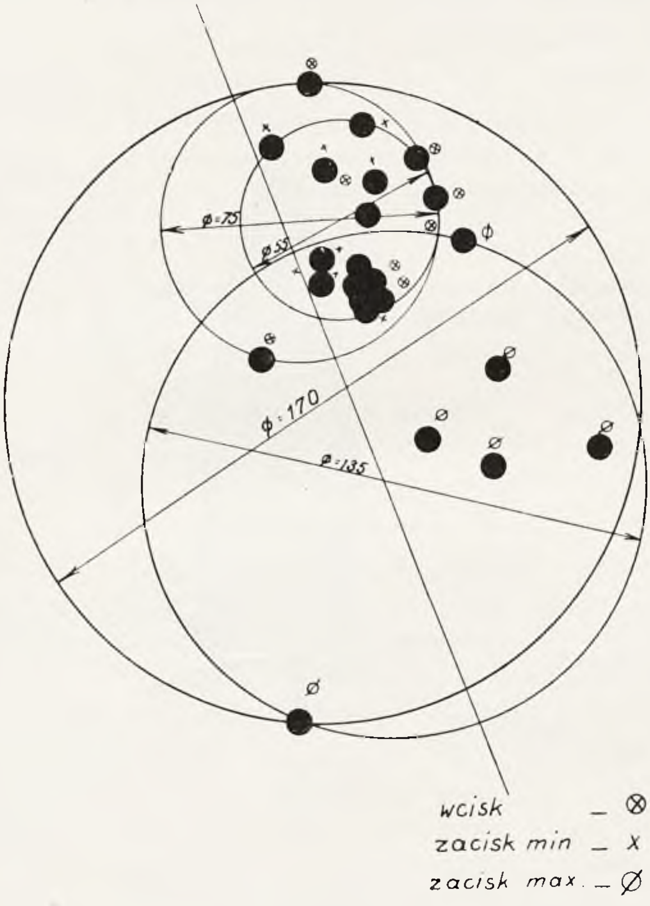
Wykres 48 podaje zmianę szybkości i ciśnienia na skutek siły zacisku i wcisku. Pola rozrzutów wykazują bardzo niekorzystny wpływ zacisku maksymalnego na skupienie strzałów.

Rozrzut pocisków o zacisku minimalnym jest prawie równy



Rys. 48.

rozrzutowi pocisków wciśniętych, tak że praktycznie rzecz biorąc oba rozrzuty należy traktować jako zupełnie jednakowe. Natomiast rozrzut pocisków silnie zaciśniętych jest co najmniej dwu do trzykrotnie większy od rozrzutu pocisków słabiej zaciśniętych. Jeżeli

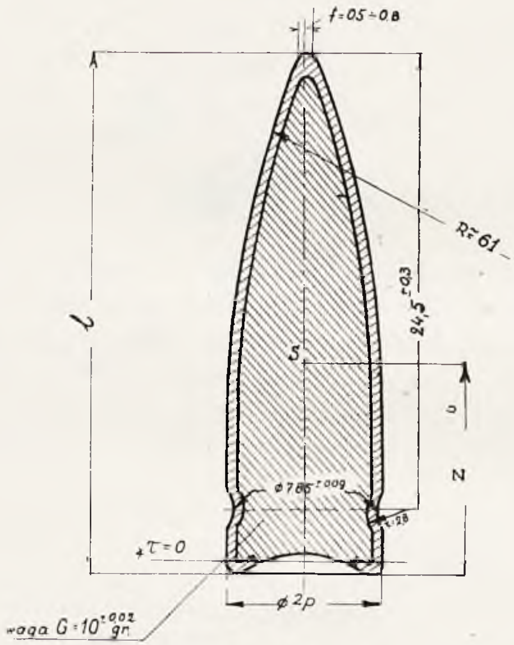


Rys. 49.

(rys. 49) przyjrzymy się rozrzutowi tych pocisków, to przekonamy się, że budowa jego jest bardzo nieregularna.

Widać więc, jak duże znaczenie ma utrzymanie zacisku przy produkcji w możliwie ciasnych granicach i jak łatwo można popsuć najlepszą amunicję, stosując nieodpowiedni zacisk.

Ażeby sprawdzić, czy przyczyną rozrzutu przy zacisku zbyt wielkim jest sama siła zacisku, czy też jedynie zniekształcenie pocisku przez zacisk — użyto pociski rolowane, jak na *rys. 50,* i jako porównawcze wzięto pociski wzorcowe. Strzelania zostały przeprowadzone przy zaelaborowaniu naboi dla obu rodzai pocisków — prochem płytkowym wg metryki prochu dla naboi S.



Rys. 50.

Siły wcisku i zacisku średnio z 20 pomiarów:
Pociski rolowane zacisk = 40,1 kg
Pociski wzorcowe wcisk = 24,0 kg.

Należy zauważyć, że rolowanie to było przeprowadzone na maszynie doraźnie tylko dostosowanej do tego celu, skutkiem czego niewątpliwie uzyskuje się wyniki mniej dobre, niżby to zachodziło przy wyrobie masowym, na specjalnie do tego celu dostosowanej maszynie.

a) *Badanie celności.*

Zestawienie 35.

Pociski	Średnice rozrzutów w cm			Uchylenia średnich punktów rozrzutu	
	Seria 20 strzałów		Seria 7 strzałów		
	100%	50%	100%	Δ_z	Δ_y
Rolowane (proch płytkowy)	10,5	3,5	6,4	+ 1,6	+ 1,0
Wzorcowe (proch płytkowy)	10,0	3,5	5,5	+ 3,0	+ 1.5
Wzorcowe[1]) (proch rurkowy) K. Pol.	9 5	4,5	5,0	0	0

[1]) Uwaga. Strzelanie pociskami wzorcowymi przy elaborowaniu naboju prochem K. Pol. zostały przeprowadzone dla porównania zmian celności na skutek zmiany prochu.

b) *Badanie szybkości.*

Odległość do tarczy 50 m.

Zestawienie 36.

Średnie szybkości z 10 strzałów
(Warunki atmosf.: $t = +15{,}4^0$ C; $p = 750$ mm *Hg*; $w = 61\%$).

Pociski	V_{25} m/sek	$V_{max.} - V_{min.}$
Rolowane elab. prochem płytkowym	789,1	9,2
Wzorcowe elab. prochem płytkowym	786,9	10,5
Wzorcowe elab. prochem rurkowym K. Pol.	773,5	10,5

Badanie celności wykazuje jednakowe skupienie strzałów dla pocisków rolowanych i wzorcowych, pomimo iż — jak to poprzednio wspomnieliśmy — rolowanie zostało przeprowadzone w sposób niezmiernie prymitywny.

Uchylenie średnich punktów rozrzutu jest różne dla pocisków rolowanych i wzorcowych elaborowanych prochem płytkowym, lecz są to wielkości praktycznie bez większego znaczenia, a w każdym razie mniejsze niż przy pociskach o zbyt dużej sile zacisku.

Fakt ten, że jakkolwiek siła zacisku pocisków rolowanych jest duża (40,1 kg), pola rozrzutów dla pocisków nie wykazują powiększenia, świadczy, że nie sam zacisk, lecz zniekształcenie pocisku na skutek zaciśnięcia pocisku w łusce przyczynia się do pogorszenia celności. Tym widocznie należy tłumaczyć tendencję, jaką można w ostatnich czasach zaobserwować za granicą, do zastąpienia szczękowego zacisku zaciskiem na pociskach rolowanych.

Część III

Wnioski.

Przeprowadzona w części I analiza wymiarowa pocisku i obliczenia dotyczące konstrukcji pocisku wykazały, że pocisk tego typu w swej górnej części bardzo często nie jest należycie zwymiarowany.

Daje to możliwość dosyć dowolnego ukształtowania profilu górnej części pocisku, tym bardziej że i używane dotąd sprawdziany odbiorcze nie ujawniają ścisłości w zachowaniu tego promienia. A więc np. pociski o wymiarze $R = 63{,}2$ mm kontrolowane sprawdzianami nie wykazują tej odchyłki, mimo iż jest ona dużą.

Poważną wadą konstrukcyjną pocisku jest rozbieżność tolerancyj wymiarowych z podaną tolerancją ciężarową pocisku, jak to wykazaliśmy na jednym z poprzednich przykładów.

Analiza przeprowadzona w części II dała wyraźne wskazania co do wpływu poszczególnych czynników na wyniki strzelania.

Różnice szybkości, stwierdzone w warunkach naszej pracy, były naogół nieznaczne, tak że tej kwestii praca niniejsza nie zanalizowała szczegółowo. Również ze względu na odległość, na której przeprowadzono próby, nie uzyskano danych o wpływie poszczególnych czynników na opór powietrza (poza nielicznymi wyjątkami).

Pomimo tego można przyjąć, że dane powyższe rzucają dużo światła na problem celności amunicji.

Jak bowiem wynika z pracy ppłk. dr Tadeusza Felsztyna [1]) znajomość celności amunicji na odległości około 100 m zezwala na odbre zdanie sobie sprawy z wartości danej amunicji nawet i na odległościach dalszych. Poza bowiem wpływami, które się już uwidoczniły na odległości 100 m, rozrzut na odległościach dalszych jest wynikiem bądź rozrzutu szybkości początkowej (a rozrzut ten był

---

[1]) l. c.

przedmiotem naszego badania), badź też własności balistycznych pocisku, na ogół nie dużo zmiennych w granicach badanych przez nas odchyłek i wad.

To, co jest najistotniejsze dla celności z punktu widzenia produkcji, to jest zachowanie się pocisków na tym początkowym odcinku toru, gdzie ruch nutacyjny ma jeszcze duże znaczenie—i to daje się zupełnie wyraźnie uchwycić na pierwszych stu m. toru. Dalej bowiem szybko postępujący zanik nutacji coraz bardziej zaciera pierwotne jaskrawe różnice.

Z tego też względu można przyjąć — a wynik opisanych poprzednio prób całkowicie to potwierdza,—że strzelanie na odległość 100 m w zupełności wystarcza na uchwycenie wyraźnych zmian w polach rozrzutów badanych pocisków i na określenie uchyleń średnich punktów rozrzutu tych pocisków od średnich punktów rozrzutu pocisków wzorcowych.

Seria 20-strzałowa daje całkowitą pewność wnioskowania o wpływach wad i odchyłek tolerancyjnych pocisku na jego celność. Wskazują na to wyniki strzelań pociskami wzorcowymi, gdzie rozrzuty w seriach 20-strzałowych ulegały wahaniom w granicach do 4 cm.

Wybór pocisków wzorcowych z zachowaniem ich wymiarów w granicach wąskich tolerancyj jest trafny, gdyż pola rozrzutów dla nich są najmniejsze $\emptyset_{100} = 9{,}5$ cm; $\emptyset_{50} = 4{,}5$ cm.

Poniższe zestawienie 37 podaje wynik badania celności w postaci zestawienia rozrzutów 50% i 100%, podanych jako różnica pomiędzy rozrzutem danej amunicji a rozrzutem amunicji wzorcowej.

Ze względów omawianych już kilkakrotnie, a więc:

1) nieuchronnych wahań rozrzutów tkwiących w samej istocie zjawiska rozrzutu;

2) faktu, że pociski wzorcowe, wybrane metodą selekcyjną z pośród wielkiej ilości, miały poszczególne wymiary utrzymane w granicach bardzo wąskich, podczas gdy pociski porównawcze, wybierane ze względu na jeden tylko wymiar lub też specjalnie wykonywane, miały siłą rzeczy tolerancje innych wymiarów (poza badanym) znacznie szersze niż pociski wzorcowe;

— umieszczonych w zestawieniu różnic rozrzutów nie należy brać zbyt ściśle. Można przyjąć, że $\Delta\emptyset_{100}$ nie większe od 5 cm i $\Delta\emptyset_{50}$ nie większe od 2,5 cm są dowodem, że nie ma, praktycznie biorąc, różnic między rozrzutem amunicji badanej a amunicji wzorcowej.

Zestawienie 37.
Wyniki badania celności.
Dane porównawcze względem pocisków wzorcowych.

Nazwa pocisku	Δ ∅ 100 w cm.			Δ ∅ 50 w cm.		
	z kbk. Nr 4738	z kbk. Nr 1	z kbk. Nr 2	z kbk. Nr 4738	z kbk. Nr 1	z kbk. Nr 2
Długie	+ 1,0	—	—	+ 1,0	—	—
krótkie	+ 2,5	—	—	+ 2,5	—	—
o minimalnej średnicy	—	+ 5,5	+ 4,5	—	+ 1,5	+ 1,5
o maks. średnicy	—	+ 6,0	4,0	—	+ 2,5	+ 2,0
położ. śr. ciężkości przesunięte do denka	+ 2,0	—	—	2,0	—	—
położ. śr. ciężk. przesunięte do ostrza	15,5; 13,0 12,5	—	—	4,5; 4,0 6,5	—	—
o głębokiej saturacji; śr. ciężk. (z + 0,6)	1,0	—	—	1,0	—	—
mimo śr. położ. śr. ciężk. $x = 0,2$	—	+ 8,0	6,5	—	1,0	1,0
ekscentrycz. kształtu	—	5,0	3,5	—	4,0	— 1,0
tępe	4,5	—	—	1,0	—	—
promień ostrołuku R = 50 mm.	11,5	—	—	5,0	—	—
ciężkie	2,5	—	—	2,0	—	—
lekkie	0	—	—	1,0	—	—
o pochyłym obrzeżu	—	15,5 12,5	15,0	—	6,0 5,0	3,5
minim. długość naboju	— 0,5 4,0	—	—	1,0 2,5	—	—
maks. długość naboju	1,0	—	—	2,5	—	—
zacisk minim.	— 0,5	—	—	1,5	—	—
zacisk maks.	11,5, 7,0	—	—	7,0, 4,5	—	—

Uwagi: 1) Δ ∅ 100 — oznacza różnicę 100% koła rozrzutów pomiędzy pociskami badanymi a wzorcowymi

Δ ∅ 50 — " " " " "

Z zestawienia tego widać, że największe pola rozrzutów otrzymuje się dla pocisków:

o przesuniętym środku ciężkości w kierunku ostrza,
o pochyłych obrzeżach zagięcia saturacyjnego,
przy zacisku maksymalnym,
o dużej krzywiźnie ostrołuku,
o mimośrodowym położeniu środka ciężkości.

Wyodrębniliśmy tą drogą te cechy, które same przez się mają duży wpływ na celność pocisku. Nie można jednak powiedzieć, by inne cechy były całkowicie bez znaczenia.

Tak np. jakkolwiek sam fakt, że pocisk jest długi lub że pocisk jest krótki. nie wywiera wpływu na skupienie, to jednak pomieszanie amunicji z pociskami długimi i pociskami krótkimi pogarsza ich celność.

Przyczyna tkwi w tym, że jakkolwiek dana cecha nie zmienia stabilizacji pocisku u wylotu, jednak zmienia położenie środka ciężkości, skutkiem czego rozrzut łączny powiększa się. Celem unaocznienia tego wpływu zestawiliśmy na *rys. 51* uchylenie rozrzutów środków rozrzutu pocisków badanych od środka rozrzutu pocisków wzorcowych. Został on wykonany na podstawie pomiarów 7-strzałowych.

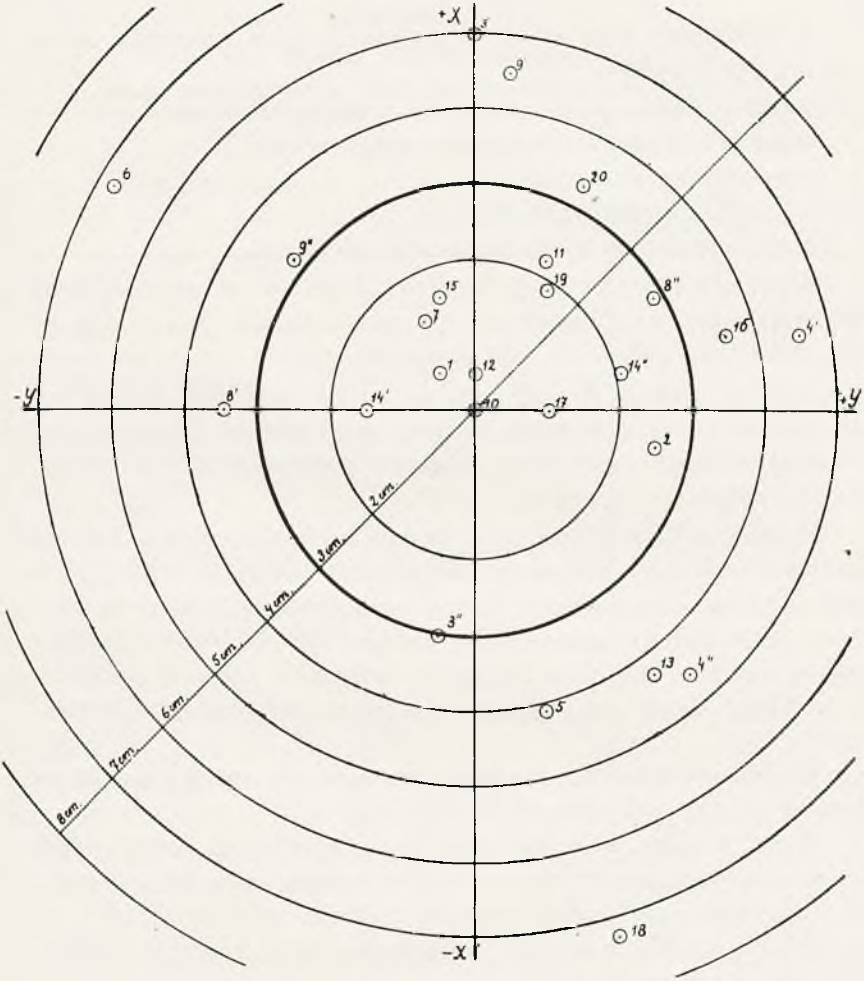
Środek rozrzutu dla pocisków wzorcowych został przyjęty za początek układu spółrzędnych X—Y.

Widać z niego, że mimo tego, iż dla niektórych rodzajów pocisków skupienie jest bardzo dobre, to jednak seria ich może dawać duże uchylenie środka rozrzutu (jak np. pociski lekkie) i że tego rodzaju pociski w seriach mieszanych będą znacznie powiększały pola rozrzutu.

Znajomość tych uchyleń pozwoli nam na określenie wielkości rozrzutu pocisków o różnych tolerancjach wykonania.

Jeżeli mianowicie dla pewnej cechy *i* oznaczymy wielkość wywołanego przez nią uchylenia przez α_{ly}, lub α_{lx}, jeżeli stwierdzimy, że w pewnej serii amunicji średnie spotykanie uchylenia tego wymiaru wynosi l_i, jeżeli dalej przez U_w oznaczymy uchylenie prawdopodobne, wywołane przez wpływ wiatru, jeżeli wreszcie przez U nazwiemy uchylenie prawdopodobne tej amunicji, którą przyjmiemy za wzorcową, tj, dla której tolerancje zacieśniamy do praktycznego minimum, w takim razie rozrzut amunicji badanej wyniesie;

(90)
$$U^2_z = \Sigma\, \alpha^2_{ly}\, l^2_i + U^2_{wy} + U^2_y$$



Rys. 51.

Jako początek układu przyjęto średni punkt rozrzutu pocisków wzorcowych.

oznaczenia	nazwa pocisków badanych	oznaczenia	nazwa pocisków badanych
1	długie	10	tępe
2	krótkie	11	promień ostrołuku R = 50
3′	o minim. średnicy	12	ciężkie
4′	o max. średnicy	13	lekkie
3″	o minim. średnicy	14′	o pochyłym obrzeżu
4″	o max. średnicy	14″	„ „
5	przesunięcie środka ciężk. do denka	15	minim. długości naboju
6	„ „ „ „ ostrza	16	max. „ „
7	głęboka saturacja o poł. śr. ciężk. (z+0,6)	17	zacisk minimalny
8′	mimośrodowość śr. ciężkości x = 0.2.	18	„ maxymalny
8″	„ „ „ „	19	rolowane
9′	ekscentr. kształtu	20	wzorcowe elabor. w Skarżysku
9″	„ „		

U W A G A ! cyfry ze znaczkiem — ′ oznaczają wyniki ze strzelań kbk. Nr 1.
cyfry ze znaczkiem — ″ oznaczają wyniki ze strzelań kbk. Nr 2.
cyfry bez znaczka oznaczają wyniki ze strzelań kbk. Nr 4738.

(91) $$U^2_y = \Sigma\, a^2_{ix}\, l^2_i + U^2_{wx} + U^2_y$$

i wreszcie

(92) $$r = 1{,}234 \sqrt{U^2_y + U^2_x}$$

gdzie U_x oznacza uchylenie prawdopodobne wzwyż,
U_y oznacza uchylenie prawdopodobne wszerz,
r promień prawdopodobny rozrzutu.

W powyższy sposób będziemy mogli dokładnie określić wpływ poszczególnych czynników na wielkość rozrzutu.

* * *

Poniżej omówimy w skróceniu wpływ na własności balistyczne pocisku tych czynników, które najwyraźniej wybiły się na czoło w opisanych poprzednio badaniach.

Tolerancje na średnicy pocisku.

Od wzajemnego ustosunkowania się średnicy pocisku i przelotu lufy zależy szybkość początkowa pocisku i celności amunicji Wykres (rys. 26) bardzo wyraźnie wskazuje, iż istnieje optymalna wartość „przecisku", dla której szybkość początkowa będzie największa. Oddalanie się od wspomnianego optimum „przecisku" powoduje wyraźny spadek szybkości,

Jak jednak już poprzednio wspomnieliśmy, nie zawsze będziemy mogli zachować te optymalne wartości przecisku ze względu na inne cechy, niejednokrotnie znacznie ważniejsze. I tak np. wzgląd na życie lufy zmusi nas do stosowania przecisków znacznie większych, gdyż poważne zwiększenie ilości celnych strzałów z lufy opłaci nieznaczne powiększenie ciśnienia i nieznaczny spadek szybkości.

Rysunek 51 wykazuje, że wielkość przecisku dość znacznie wpływa na położenie środka rozrzutu. I tak:

punktowi 3′	odpowiada	przecisk	0,24 mm
punktowi 3″	„	„	0,30 mm
punktowi 4′	„	„	0,31 mm
punktowi 4″	„	„	0,37 mm.

Nie bez znaczenia dla własności balistycznych amunicji jest kwestia wciśnięcia pocisku do łuski, która to zależy od średnic części stożkowej pocisku i wewnętrznej szyjki łuski. Szerszy zakres tolerancji dla średnicy pocisku sprawiałby większe wahania sił wci-

sku i zacisku w naboju, a jak wskazuje rys. 48 wpływa to poważnie na zmianę szybkości i ciśnienia.

Jeżeli uwzględnimy ponadto, że zwiększenie średnicy pocisku powoduje wzrost naprężeń w szyjce łuski, to jasnym się staje, iż zakres tolerancji na średnicy w części stożkowej pocisku winien być możliwie wąski.

Zgodnie z tym zresztą większość konstruktorów dopuszcza zwykle najmniejszy (z pośród innych wymiarów) zakres tolerancji dla wymiarów średnicy 2p i 2a (rys. 1)

Długość pocisku.

Wyniki prób wykazują, że granice tolerancyjne dla długości pocisku mogą być dosyć duże.

Wpływ odchyłek tolerancyjnych długości pocisku w zakresie nawet + 1,1 mm nie powoduje zmian własności balistycznych.

Krępowanie wymiaru długości pocisku w granicach większych może być jedynie usprawiedliwione względami innej natury, jak np. obawą zacięć naboi przy podawaniu do broni maszynowej.

Położenie środka ciężkości.

Rysunki konstrukcyjne pocisku karabinowego nie określają zwykle granic tolerancji na położenie środka ciężkości pocisku.

Z przeprowadzonych przez nas obliczeń wynika, że zgodnie z dopuszczalnymi tolerancjami wymiarowymi pocisku wahanie środka ciężkości może wynosić około 0,5—0,6 mm.

Badania balistyczne wykazują, że położenie środka ciężkości ma duży wpływ na celność pocisków, zwłaszcza przy pocisku typu S.

Szczególnie niekorzystny wpływ wywiera przesunięcie środka ciężkości do ostrza pocisku.

Jeżeli przyjmiemy proporcjonalny wzrost pola rozrzutu z przesunięciem środka ciężkości, to wynika, że

przesunięcie śr. ciężk. do ostrza o	powiększenie średnicy koła rozrzutu o
0,1 mm	2,5 cm.

Przesunięcie środka ciężkości zarówno do ostrza jak i do dna pocisku ponadto powoduje znaczne odchylenie położenia środka rozrzutu.

Jak wynika z rys. 51 przesunięciu środka ciężkości o 0,5 mm odpowiada odchylenie wzwyż pomiędzy punktami 5 i 6 $\Delta x = 7$ cm.

Jeżeli przyjmiemy, że przesunięcie środka ciężkości powoduje proporcjonalny wzrost uchylenia, to można przyjąć, że;

przesunięcie środka ciężkości o 0,1 mm	uchylenie Δ_x o 0,87 cm.

Należy zwrócić uwagę, że dla konstruktora pocisków ważną jest rzeczą uświadomienie sobie w sposób należyty, w jakim stopniu poszczególne wymiary i ich tolerancje wpływają na przesunięcie środka ciężkości. Bardzo wyraźnie pozwala zorientować się w tym zaproponowana przez pp. inż. Ciundziewickiego i inż. Czerwińskiego wykreślna metoda określenia położenia śr. ciężk. (rys. 15). Należy zauważyć, że z pośród wszystkich innych czynników największy wpływ na położenie środka ciężkości w pocisku typu S wywiera tolerancja na głębokość saturacji (wymiar *d* — rys. 2) i zagięcie płaszcza (wymiar *c*).

Ciężar pocisku.

Ciężar pocisku jest tym czynnikiem, który wiąże w sobie materiał z dopuszczalnymi wymiarami produktu, a poza tym daje możność łatwej kontroli nad produktem wykończonym i tym samym powinien być należycie określony, aby nie nastręczać trudności produkcji.

Ciężar pocisku zależy ściśle od doboru tworzywa, nie można więc np. dla pocisków z płaszczami melchiorowymi i żelaznymi ustalać tę samą wartość ciężaru przy takim samym zakresie tolerancyj wymiarowych.

Wymagania identyczności balistycznej pocisków o różnych płaszczach wymagają nieraz, ażeby pomimo zmienionego tworzywa płaszcza ciężar pocisku pozostał ten sam.

Wtedy jednak nie można poprostu zatrzymać tych samych wymiarów rysunkowych pocisku i tych samych tolerancyj, a równocześnie żądać spełnienia tolerancyj ciężarowych. Istniejąca bowiem rozbieżność pomiędzy tolerancjami wymiarowymi a ciężarowymi zmusza warsztat do poszukiwania wyjścia drogą zmiany wymiarów nie sprawdzanych, czyli drogą dowolnej i nie kontrolowanej zmiany kształtu pocisku.

Znacznie prawidłowiej jest w tym wypadku poddać ponownej analizie rysunek pocisku i uzgodnić jego wymiary rysunkowe z wymaganiami ciężarowymi. Wtedy konieczna drobna zmiana kształtu leży w ręku konstruktora, który może ją przeprowadzić w sposób świadomy i celowy, a nie w ręku warsztatu, gdzie względy celowości z punktu widzenia własności balistycznych pocisku leżą zwykle na ostatnim planie.

Ze sprawą tą łączy się zagadnienie należytego sprawdzania wymiarów gotowego pocisku, która przy pociskach karabinowych jest zwykle daleka od zupełnej prawidłowości. Dlatego też może tak często zdarza się w amunicji karabinowej, że dwa pociski wykonane rzekomo wedle tego samego rysunku, lecz przez różne wytwórnie, mają własności balistyczne od siebie odbiegające.

Jeżeli chodzi o dobór tolerancyj ciężarowych, to jak to już wspomnieliśmy w cz. II niniejszej pracy, problem ten jest również związany z właściwym doborem szybkości i ciśnienia w stosunku do długości lufy.

Promień ostrołuku.

Promień ostrołuku jest czynnikiem ważnym w ukształtowaniu pocisku. Jedynie bardzo ściśle przeprowadzone badania mogą określić właściwe obrysie ostrza pocisku w zależności od szybkości, której winien odpowiadać pocisk danego typu.

Nasze badania ograniczają się jedynie do prób nad pociskami *"S"* o promieniu ostrołuku $R = 50$ mm.

Strzelania na celność wskazują na złe warunki stabilizacji dla pocisków o $R = 50$, gdyż średnica 100% koła rozrzutu wyniosła 21 cm.

Jeżeli przyjmiemy, że ukształtowanie ostrza pocisków wzorcowych odpowiada najlepszym warunkom balistycznym i że powiększenie krzywizny ostrołuku o 1 mm powoduje proporcjonalne zwiększenie pola rozrzutu, to wynika:

zmniejszenie promienia R_0	powiększenie średnicy 100% koła rozrzutu o
11 mm	11,5 cm
1 mm	∾ 1 cm.

Rysunek konstrukcyjny pocisku kb. nie przewiduje zwykle granic tolerancji dla promienia R. Ściślejsze określenie kształtu górnej części pocisku nakazywałoby podanie zakresu dopuszczalnych wahań dla promienia ostrołuku lub oznaczenie wyraźne punktu zaczepienia tegoż promienia.

Zaokrąglenie kuliste ostrza pocisku.

Strzelania na celność pociskami o ostrzu tępym $f = 1{,}3$ (określenie jak na str. 43) wykazują powiększenie średnicy 100% koła rozrzutu o 4,5 cm w porównaniu do pocisków wzorcowych.

Pociski tego rodzaju były jednak specjalnie stępione, a na produkcji jako „braki" spotykają się w małej ilości.

Rysunki konstrukcyjne pocisku *S* nie określają zwykle granic tolerancji dla promienia zaokrąglenia kulistego *r*, co jak widać jest rzeczą zupełnie słuszną.

Zacisk pocisku w łusce.

W normalnej produkcji pocisków typu *S* prawie wszystkie państwa stosują zwykle wysoką wartość siły zacisku, a to ze względu na zapewnienie niezawodnego działania amunicji w broni powtarzalnej, a zwłaszcza maszynowej. Badania balistyczne natomiast stwierdzają najlepsze wyniki celności dla pocisków o bardzo małym zacisku, co tłumaczy zjawisko stosowania zacisku minimalnego w amunicji przeznaczonej do zawodów strzeleckich.

Pomimo to jednak w amunicji wojskowej ze względów wymienionych wyżej trzeba niejednokrotnie stosować zaciski wyższe.

Wykres (rys. 48) podaje wpływ siły zacisku na zmianę szybkości początkowej pocisku.

Z zestawienia (strzelanie na celność) wynika, że przy zacisku max $\cong$ 51,4 kg średnica 100% koła rozrzutu wynosi średnio $\sim$ 18,5 cm. Przyjmując proporcjonalne powiększenie pola rozrzutu ze wzrostem siły zacisku możemy przyjąć, że:

powiększenie zacisku o	powiększenie średnicy 100% koła rozrzutu
1 kg	$\sim$ 0,4 cm

Według wykresu (rys. 51) uchylenie środka rozrzutu pocisków o zacisku max = 51,4 kg wynosi $\Delta_x = 7$ cm. Przy proporcjonalnym wzroście uchylenia z powiększeniem siły zacisku otrzymalibyśmy

różnica zacisku	powodu uchylenie strzału o
1 kg	0,3 cm

Wydaje się jednak, że przyczyna powiększenia rozrzutu tkwi nie w zacisku, lecz w zniekształceniu pocisku naskutek zaciśnięcia go w łusce i że z tego względu tę zależność pomiędzy zaciskami a rozrzutem należy przyjmować z pewną rezerwą.

Przeprowadzone przez nas strzelania z nabojami rolowanymi— pomimo niezmiernie prymitywnych urządzeń do tego rolowania, potwierdziło wyraźnie, że ujemny wpływ zacisku jest wyłącznie wynikiem zniekształcenia pocisku przy zacisku szczękowym.

Jak z powyższego widać, zacisk pocisku w łusce odgrywa dużą rolę w celności amunicji. Jeżeli więc względy praktyczne czynią wysoki zacisk koniecznym, to należy go wykonać w sposób zapewniający jak najmniejsze zniekształcenie pocisku i równomierne jego obciśnięcie w łusce. Jednym z takich sposobów jest rolowanie coraz powszechniej stosowane w amunicji karabinowej.

Ponadto należy zwrócić uwagę na to, że zmienna siła zacisku bardzo znacznie powiększa rozrzut i dla tego należy dążyć do możliwie małych wahań w sile zacisku, przede wszystkim drogą zachowania jednakowych własności sprężystych szyjek łusek.

Głębokość osadzenia pocisku w łusce.

Badania balistyczne wskazują, że zmiana głębokości osadzenia pocisku w łusce w granicach 3,9 mm nie powoduje wyraźniejszych zmian własności balistycznych pocisku, jedynie przy zbyt płytkim osadzeniu wprowadzenie pocisku w lufę nie jest dość prawidłowe, co wywołuje „bicie" pocisku w lufie i tym samym powiększenie rozrzutu.

Pochyłe obrzeże zagięcia saturacyjnego.

Przyczyny powodujące przy produkcji pochyłość obrzeża zostały omówione w I części pracy.

Wyniki badań balistycznych wskazują na duże pola rozrzutu i na pewną regularność uchyleń strzałów w zależności od ustawienia pochyłości obrzeża przy wylocie pocisku z lufy (rys. 44).

Przy strzelaniu na celność pociskami o pochyłości obrzeża $\tau \cong 2^0$, średnica 100% koła rozrzutu dochodzi do 22,5 cm. Tak niekorzystne wyniki dla celności nakazują poważne zainteresowanie się tą kwestią, tym bardziej że stosowane obecnie sposoby sprawdzania i przeglądania ręcznego pocisków nie mogą wykazać „braków" ze wspomnianymi wadami. Nawet znaczna pochyłość obrzeża ($\tau = 2^0$) nie jest w sposób wyraźny dostrzegalna gołym okiem i dopiero optyczne metody (np. projekcja) uwydatniają wadliwość wykonania pocisków.

Przy pochyłości obrzeża spowodowanej niejednakową grubością ścianek płaszcza, co zresztą najczęściej bywa, można zwrócić uwagę na tego rodzaju wadę następującym sposobem: wystarczy ustawić na gładkiej płaszczyźnie w równy szereg (kolumnę) pociski i spoglądając pod światło zaobserwować ich ostrza. Jeżeli ostrza nie pokrywają się, a widać wychylenia w jedną lub drugą stronę, to najczęściej będzie to spowodowane nieprostopadłą płaszczną dna do osi pocisku i tym samym pochyłością obrzeża zagięcia płaszcza.

Nakoniec należy zauważyć, że przeprowadzone przez nas badania dotyczyły wyłącznie pocisku *S* i to jedynie jednego fragmentu, tj. celności na odległości przystrzeliwania.

Byłoby niewątpliwie rzeczą korzystną, gdyby w przyszłości można było badania te rozszerzyć na inne typy pocisków i na dalsze odległości strzałów.

623. 573.

Płk s. s. inż. PAWEŁ NIEWIADOMSKI
i por. ALEKSANDER CZEKALSKI.

OBLICZENIE OPOROPOWROTNIKA O ZMIENNEJ DŁUGOŚCI ODRZUTU.

(Ciąg dalszy).

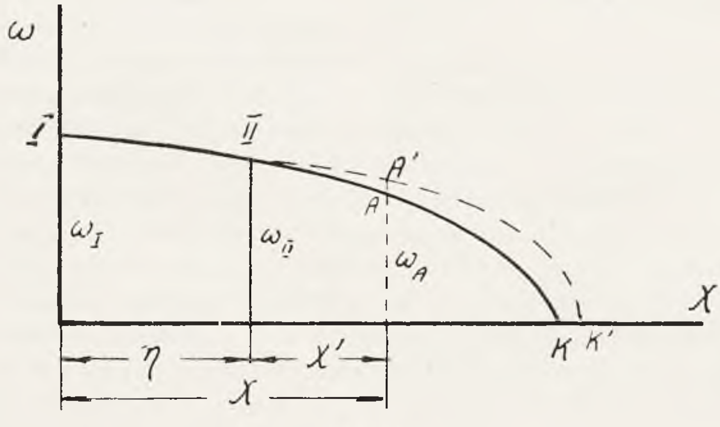
III.

Następnie obliczamy krzywą $w = f_1 (x)$, czyli wielkość otworu przelewowego, w funkcji długości odrzutu

$$w^2 = \lambda \cdot (a - b x); \quad w = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a - b x}$$

UWAGA: Dla wszystkich kątów podniesienia krzywa ta dzięki wspólnemu współczynnikowi b jest wspólna. Ale dzięki różnym współczynnikom a wykorzystane będą jej rozmaite odcinki. Wynika to z następującego dowodzenia.

Niech dla pewnego kąta podniesienia krzywa $w = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a_I - b x}$ ma przebieg $I - K$ (rys. 5).



Rys. 5.

Wielkość otworu w położeniu A będzie:

$$w_A = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a_I - b\,x}$$

Inna krzywa (dla innego kąta podniesienia) wyrazi się równaniem $w = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a_{II} - b\,x}$ i jej przebieg będzie $II - K'$. Początek układu jej bierzemy w takim miejscu, aby początkowy otwór w_{II} pokrył się z tejże wielkości otworem na krzywej $I—K$. Niech to będzie na odciętej η.

Otwór w miejscu A w nowym układzie wyrazi się następująco:

$$w'_A = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a_{II} - b\,x'}$$

ponieważ $x' = x - \eta$, więc

$$w'_A = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a_{II}\,b - (x - \eta)} = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a_{II} + b \cdot \eta - b \cdot x}$$

Jednak wg krzywej $I - K$.

$$a_{II} = a_I - b \cdot \eta \qquad \text{czyli} \qquad a_{II} + b \cdot \eta = a_I$$

zatem otwór w_A (wzięty dowolnie) jest jednakowym dla obu krzywych, Wystarczy więc obliczyć tylko jedną krzywą (najdłuższą, czyli dla $\alpha = 0^0$). Przejście z odcinka $I—K$ na $II—K'$ konstrukcyjnie osiągamy przez przysłonięcie początkowego otworu przelewowego z wartości w_I do wartości w_{II}

Dokładna wartość współczynnika λ: $\quad \lambda = \dfrac{A^3 \cdot \delta}{20\,g\,k^2}$

$$A = \frac{F_{max}}{P_0}; \quad F_{max} = F_0 = 15200 \text{ kg (dla } \alpha' = 45^0)$$

$$P_0 = 265 \text{ kg/cm}^2$$

$$A = \frac{15200}{265} = 57 \text{ cm}^2$$

$$\lambda = \frac{57^3 \cdot 1{,}15}{20 \cdot 9{,}81 \cdot 0{,}95^2} = 1203$$

a więc nie wiele różne od przybliżonego obliczenia.

$$\sqrt{\lambda} = \sqrt{1203} = 34{,}68$$

ostatecznie prawo zmiany otworów przelewowych:

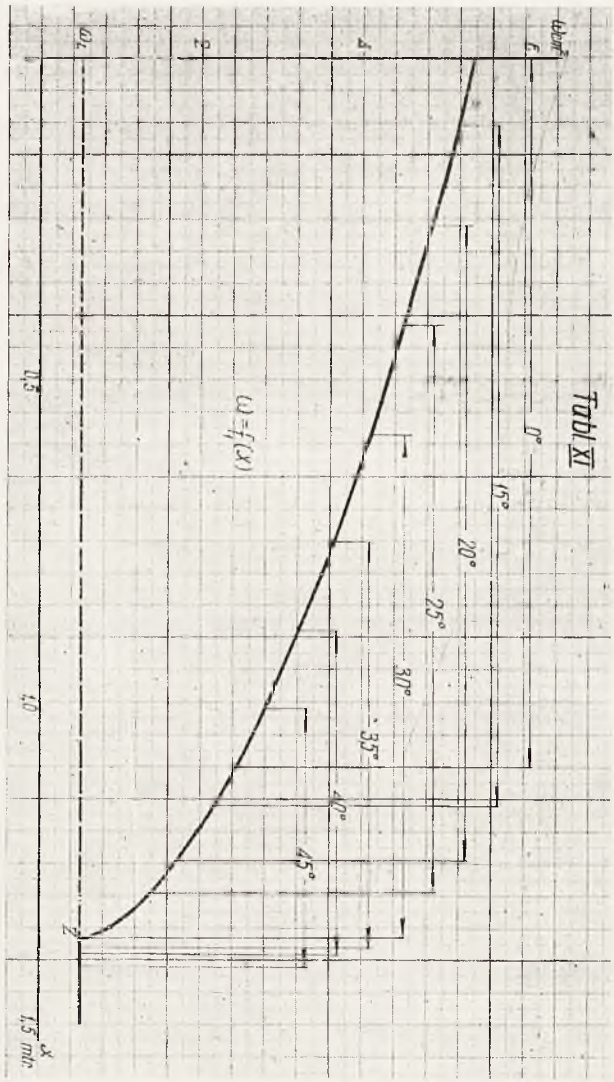
$$w = 34{,}68 \cdot \sqrt{0{,}024145 - 0{,}01743 \cdot x} \text{ w cm}^2 \quad \ldots\ldots \quad (7)$$

Wykreślamy tę krzywą na tabl. XI, pamiętając, że obowiązuje ona tylko do wartości

$$w_L = 0{,}5 \text{ cm}^2 \text{ (luzy)}$$

UWAGA: Aby otrzymać właściwy otwór przelewowy, należy od każdej wartości w cm^2 odjąć otwór luzu $w_L = 0{,}5$ cm^2.

Z tej krzywej wyodrębniamy odcinki, na których odbywają się hamowania przy rozpatrywanych kątach podniesienia α.



Określamy początkowe otwory przelewowe z odpowiednich współczynników a i rozmieszczamy je we właściwych rzędnych krzywej (7) (tabl. XI)

$$w_0 = \sqrt{\lambda} \cdot \sqrt{a} = 34{,}68 \cdot \sqrt{a} \qquad \text{(gdyż } x = 0\text{)}$$

kąt podniesienia	0^0	15^0	20^0	25^0	30^0	35^0	40^0	45^0
Czynna dł. odrz. L. mtr.	1.10	1.05	0.98	0.88	0.78	0.63	0.50	0.40
a	0.024145	0.0222	0.01955	0.0165	0 01395	0.011	0.00857	0.0065
w_0 cm^2	5.390	5.175	4.850	4.550	4.097	3.638	3.12	2.797

Na tejże krzywej odkładamy na osi 0X długości poszczególnych odrzutów, licząc każdy od punktu, w którym umieściliśmy wielkość początkowego otworu dla tegoż odrzutu.

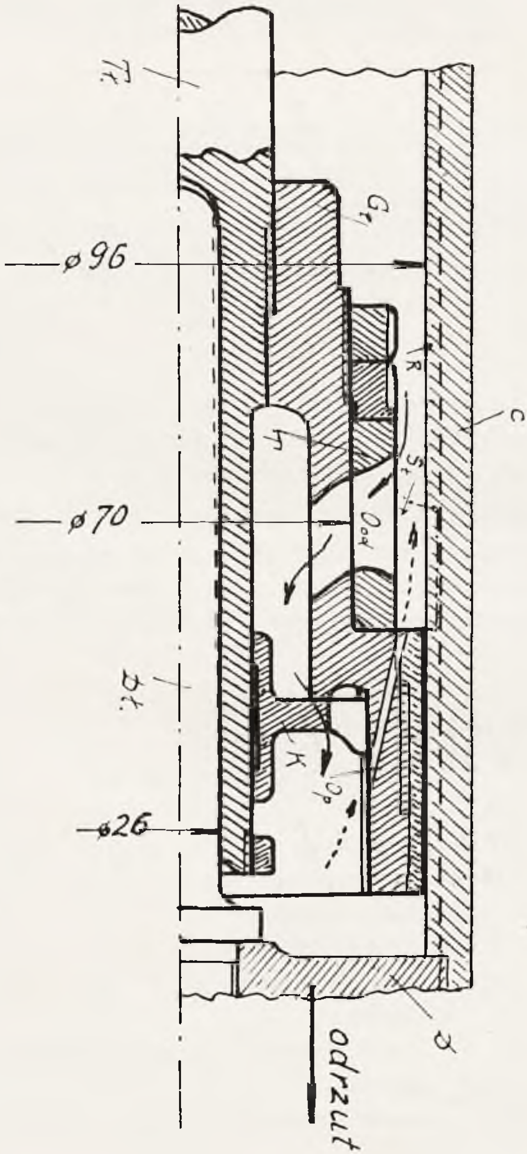
Schemat zaprojektowanego opornika jest uwidoczniony na rys. 6.

Podane wymiary wynikły z obliczeń wytrzymałościowych i ze względów konstrukcyjnych. Wymiar ⌀ 70 potrzebny jest do wykreślenia zarysu otworu przelewowego. Działanie opornika wynika jasno ze schematu.

Oznaczenia na rys. 6:

C — ścianki cylindra opornika
D — dno
Tł — tłoczysko
G — głowica tłoczyska
T — tuleja obrotowa
Sł — skrzydełka tulei
R — rowek wodzący
K — klapka
O_{od} — otwór przelewowy przy odrzucie
Dł — dławik
Op — otwór przelewowy przy powrocie

W czasie odrzutu skrzydełka *Sł* lulei *T* wodzą się w rowkach wodzących *R*, wyżłobionych w ściance cylindra, dzięki czemu tuleja się okręca na głowicy. Dajemy ich przebieg wg linii śrubowej, gdyż możemy wówczas dokładnie wpasować w nie skrzydełka, co jest szczególnie ważne dla zachowania tzw. sztywności układu.



Rys. 6.

IV.

Jednostajnym więc obrotem tulei musimy przymykać otwór w myśl prawa

$$w = \sqrt{\lambda (a - b x)}$$

którą to krzywą podaje tabl. XI.

Widzimy stąd, że otwór musi mieć specjalny kształt.

Przyjmując dwa otwory rozmieszczone symetrycznie, ogranicza się tym samym kąt skrętu tulei przy odrzucie, mianowicie: $\varphi < 90$.

Kąt ten musimy ograniczyć o pewną wartość z dwóch względów:

1. Celem umożliwienia ewentualnego powiększenia otworu wzdłuż obwodu przy regulacji w czasie próby działania (zbyt duży współcz. *k*).

2. Ze względu na pewien kąt obrotu, o jaki się obróci tuleja przy pracy luzów (po całkowitym przysłonięciu otworów).

Z tabl. XI widzimy, że krzywa jest wykorzystana w granicach:

$$0 \leq x \leq 1{,}41 \text{ mtr.}$$

Temu przesunięciu zatem odpowiada pewien kąt obrotu tulei, który przyjmiemy możliwie duży: $\varphi \approx 75^0$. Przy dużym bowiem skręcie błędy, wynikające z luzów w układzie stawidła, procentowo mniej się odbiją.

Chcąc otrzymać liczbę podzielną przez 1,41 bierzemy:

$$\varphi_c = 76{,}14^0$$

stąd przesunięciu tłoka o 1 m odpowie obrót tulei o

$$\varphi_1 = \frac{76.14}{1{,}41} = 54^0$$

Celem wykreślenia otworu, rozwijamy walec o wyznaczonej średnicy $\emptyset$ 70 mm (rys. 6)

$$\pi \,.\, D = \pi \,.\, 70 = 220 \text{ mm}$$

Kreślimy otwór na jednej ćwiartce czyli 55 mm (przyjmujemy dwa otwory rozmieszczone symetrycznie). Obrotowi tulei o 54^0 (przy przesunięciu się tłoka o 1 m) odpowie przesunięcie się tworzącej tulei na rozwinięciu o:

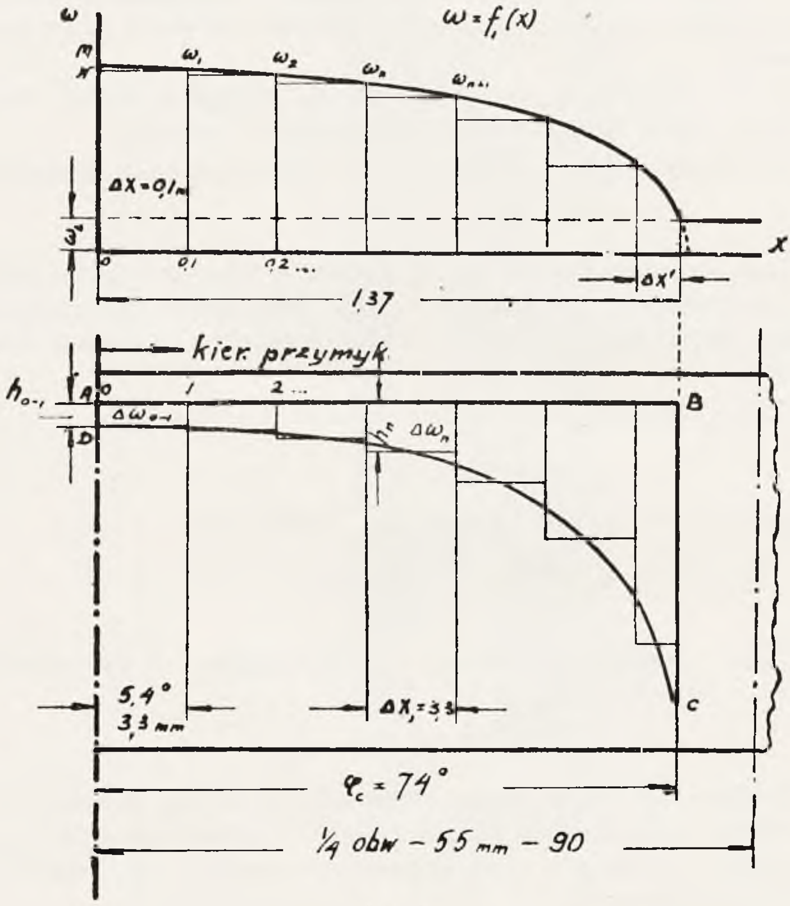
$$l = 55 \cdot \frac{54}{90} = 33 \text{ mm}$$

Każdemu zatem przesunięciu tłoka o $\Delta x = 0{,}1$ m odpowie obrót tulei o kąt $\Delta \varphi = 5{,}4^0$, na rozwinięciu zaś — przesunięcie się tworzącej tulei o odcinek $\Delta l = 3{,}3$ mm.

Na krzywej $\omega = f_1\,(x)$ z tabl. XI wystawiamy co $\Delta x = 0{,}1$ m rzędne, na których oznaczamy różnicę sasiednich rzędnych. Ponieważ rzędna przedstawia sobą wielkość otworu przelewowego, więc

różnica ich podaje, jaka część otworu została przysłonięta na przesunięciu tłoka o $\Delta x = 0{,}1$ m (rys. 7).

Na rozwinięciu tulei kreślimy tworzącą zerową i prostopadłą do niej linię *AB*.



Rys. 7.

Co 3,3 mm przeprowadzamy prostopadłe do *AB*, które wskazują położenie tworzącej zerowej po przesunięciu się tłoka o

$$\Delta x = 0{,}1;\ 0{,}2;\ 0{,}3 \text{ m itd.}$$

Z krzywej $\omega = f_1(x)$ znajdujemy, że przy przesunięciu się tłoka z położenia 0 do 01 m otwór przelewowy został przysłonięty z wartości ω_0 do ω_1, czyli o $\Delta w_{0-1} = \omega_0 - \omega_1$, co przedstawia odcinek *MN*.

W czasie tej drogi tłoka tuleja obróciła się tak, że tworząca zerowa pokryła tworzącą 1. Na odcinku 0—1 wrysujemy prostokąt o polu równym przysłonięciu $\Delta \omega_{0-1}$ cm². Wysokość tego prostokąta otrzymamy dzieląc $\Delta \omega_{0-1}$ przez podstawę 0—1, tj. przez 3,3 mm.

$$h_1 = \frac{\Delta \omega_{0-1}}{0,33}$$

Podobnie liczymy drugi odcinek ruchu tłoka: pole przysłonięcia otworu obrotem tulei od położenia 1 do 2 wyniesie $\Delta \omega_{1-2} = \omega_1 - \omega_2$; dzieląc je przez podstawę 1—2, tj. 3,3 mm, otrzymamy wysokość drugiego prostokąta:

$$h_2 = \frac{\Delta \omega_{1-2}}{0,33}$$

Kreśląc w ten sposób kolejno przysłonięcia otrzymamy szereg przylegających do siebie prostokątów. Przez połączenie środków ich dolnych boków wyznaczymy zarys otworu *ABCD*. Oczywiście będzie on tym wierniejszy, im drobniejsze odstępy będą wzięte w rozważaniu.

Przy wykreślaniu jednak powstaje pewna trudność, mianowicie: w swej końcowej części krzywa $\omega = f_1(x)$ opada tak gwałtownie, czyli trzeba tak dużo przysłaniać otwór, że prostokąty wypadają bardzo długie. Często też należy zrezygnować z zachowania prawidłowości na ostatnim zresztą niewielkim odcinku. W danym wypadku jednak, dzięki wciągnięciu luzów do obliczeń, odpadł końcowy odcinek komplikujący wykreślenie otworu.

UWAGA: Przy montażu należy krawędź przysłaniającą otwór cofnąć o 5,4° (na rys. o 3,3 mm), początek bowiem rozważań odnosi się do chwili, w której masa odrzutowa osiągnie maks. szybkości tj. dla $x_0 = 0,1$ m.

Przesłanianie otworu odbywa się w sposób uwidoczniony na rys. 8 (w rozwinięciu).

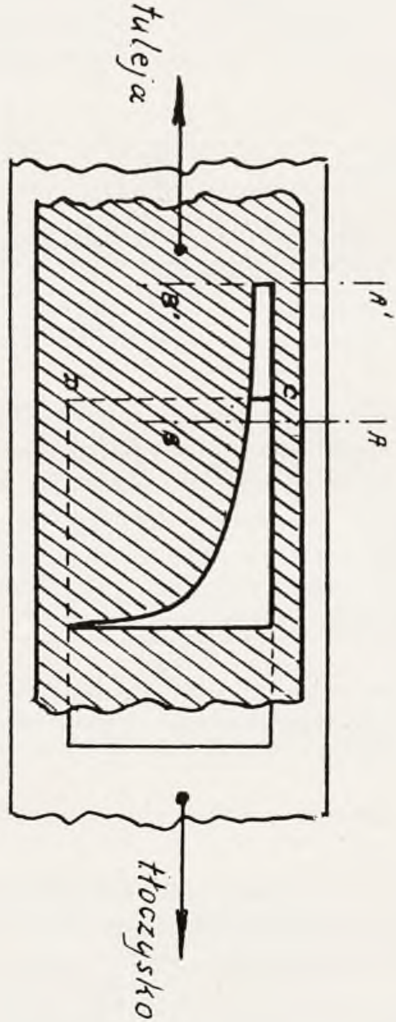
Tuleja w tym rysunku jest podana w położeniu pośrednim.

W położeniu początkowym krawędź *A' B'* znajduje się w *AB*, tj. w odległości 5,4° od krawędzi przysłaniającej *CD* (dla $\alpha = 0°$).

Przy skracaniu odrzutu, krawędź *CD*, dzięki przekręcaniu głowicy wraz z tłoczyskiem, przesuwa się w prawo.

Niżej podajemy zestawienie danych, potrzebnych do wykreślenia otworu.

UWAGA: Trzeci znak dziesiętny w rubryce $\Delta\omega$ powstał od rozłożenia błędu, jaki otrzymano po zesumowaniu wszystkich wartości $\Delta\omega$. Suma bowiem winna dać wartość $\omega_0 - \omega_L = 5.39 - 0.5 = 4.89$ cm^2.



Rys. 8.

L. p.	Przesunięcie tłoka od—do w m.	Kąt obrotów tulei od położenia początkowego φ^0	Przysłonięcie otworów $\Delta\omega$ cm^2	Wysokość prostokąta $h cm$	Wysokość prostokąta dla jednego otworu $h/_2$
1	0—0,1	5,4	0,195	0,604	0,302
2	0,1—0,2	10,8	0,205	0,620	0,310
3	0,2—0,3	16,2	0,215	0,652	0,326
4	0,3—0,4	21,6	0,225	0,682	0,341
5	0,4—0,5	27,0	0,235	0,712	0,356
6	0,5—0,6	32,4	0,255	0,774	0,387
7	0,6—0,7	37,8	0,265	0,802	0,401
8	0,7—0,8	43,2	0,285	0,864	0,432
9	0,8—0,9	48,6	0,310	0,940	0,470
10	0,9—1,0	54,0	0,355	1,074	0,537
11	1,0—1,1	59,4	0,415	1,256	0,628
12	1,1—1,2	64,8	0,465	1,406	0,703
13	1,2—1,3	70,2	0,465	1,954	0,977
14	1,3—1,35	72,9	0,465	2,820	1,410
15	1,35—1,37	74,0	0,355	5,370	2,685
16	1,37—1,41	76,14	Otwór się przesłonił dla x = 1,37 m.		
	Suma przysłonięć		4,89		

Otwór ten jest wykreślony na tabl. XII.

V.

Celem zmiany długości odrzutu wraz z kątem podniesienia lufy, należy zmienić wielkość początkowego otworu przelewowego przez obrót głowicy tłoka o pewien kąt, co jest równoznaczne z obrotem tulei o tenże kąt, ale w odwrotnym kierunku.

Należy więc ustalić zależność $\varphi^0 = f_3 (\alpha^0)$ . . . . (8)

Koniecznym jest uprzednie wyrażenie wielkości otwarcia otworu przelewowego w funkcji kąta skrętu głowicy:

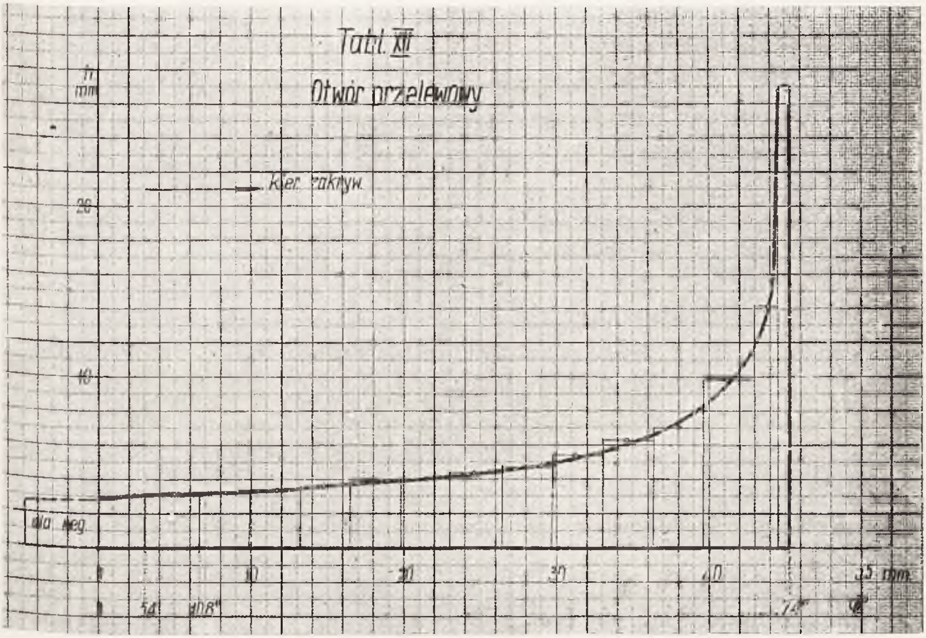
$$\omega = f_2 (\varphi^0) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (9)$$

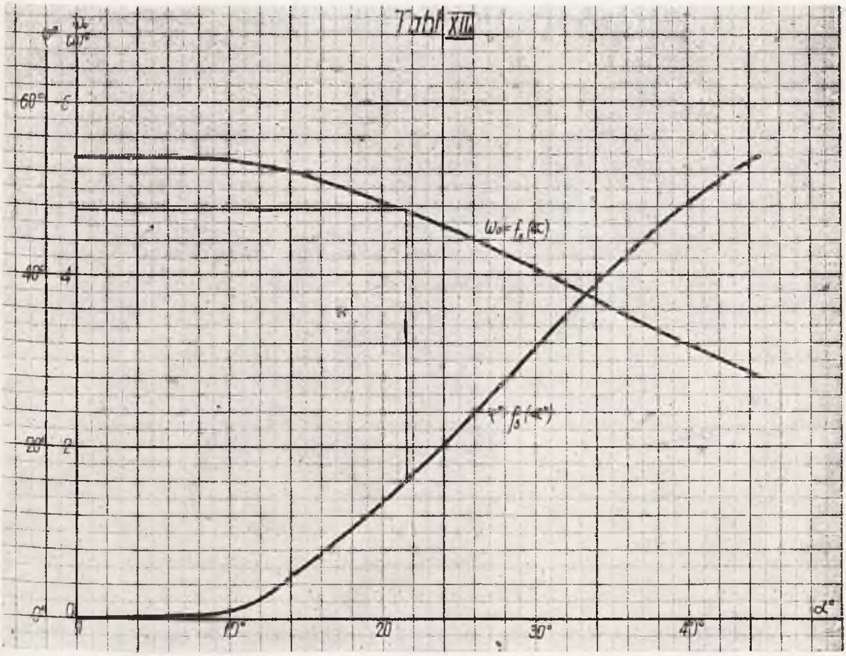
co umożliwi nastawienie pewnego otworu, przez nadanie głowicy tłoka poprzez obrót tłoczyska właściwego położenia.

Przy obliczaniu tej zależności korzystamy z poprzedniej tabeli (od 4,89 cm^2 odejmujemy kolejne przysłonięcie $\Delta \omega$).

L. p.	Położenie tłoka x *mtr*	Kąt obrotu tulei (lub tłoczyska) φ^0	Wielkość rzeczywista otworu (bez luzów) ω' cm^2	Wielkość otworu przelew. (z luzami) ω cm^2
1	0	0	4,890	5,390
2	0,1	5,4	4,695	5,195
3	0,2	10,8	4,490	4,990
4	0,3	16,2	4,275	4,775
5	0,4	21,6	4,050	4,550
6	0,5	27,0	3,815	4,315
7	0,6	32,4	3,560	4,060
8	0,7	37,8	2,295	3,795
9	0,8	43,2	3,010	3,510
10	0,9	48,6	2,700	3,200
11	1,0	54,0	2,345	2,845
12	1,1	59,4	1,930	2,430
13	1,2	64,8	1,465	1,965
14	1,3	70,2	0,820	1,320
15	1,35	72,9	0,355	0,855
16	1,37	74,0	0	0,5

Ponieważ zaś uprzednio została ustalona zależność wielkości początkowego otworu w funkcji kąta podniesienia, tj. $w = f_4 (\alpha)$, więc z tych dwóch funkcji łatwo wykreślić $\varphi^0 = f_3 (\alpha')$. Wykresy podano na tablicy XIII.


Tabl. XII
Otwór przelewowy
h mm
Kier. zakryw.
20
10
dla. neg.
10
20
30
40
55 mm
74°
φ


Tabl. XIII
ω₀ = f₄ (α)
φ° = f₃ (α°)
60°
40°
20°
0°
6
4
2
0
10°
20
30°
40°
α°

VI.

Celem zaprojektowania regulatora długości odrzutu, dającego możność zmiany w niewielkim zakresie hamowania, należy mieć zależność całkowitej długości odrzutu od kąta skrętu tłoczyska:

$$L_c = f_5\,(\varphi^0) \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad (10)$$

Zależność tę ustalamy podobnie jak i (8). Mamy bowiem zależność długości odrzutu od początkowego otworu przelewowego ujętą w tabelce w rozdz. III. (zamiast czynnych długości wzięto całkowite, tj. większe o $x_1 = 0{,}1$ mm).

$$1) \quad L_c = f_6\,(\omega_0) \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad (11)$$

w tabelce zaś w rozdz. V. zależność wielkości otworu przelewowego od kąta obrotu tłoczyska

$$2) \quad \omega = f_2\,(\varphi_0)$$

Kreślimy więc na tabl. XIV funkcję $L_c = f_6\,(\omega_0)$ i korzystając z dwóch powyższych zależności wykreślamy

$$L_c = f_5\,(\varphi^0)$$

Otrzymana krzywa jest b. zbliżona do prostej, którą też może być z dużą dokładnością zastąpiona. Nachylenie tej prostej do osi L_c jest miarą wpływu zmiany kąta sprzętu $\Delta\varphi^0$ na zmianę długości odrzutu ΔL_c niezależnie od kąta podniesienia lufy. Z wykresu odczytujemy, że zmianie $\Delta L_c = 0{,}75$ m odpowiada zmiana kąta $\Delta\varphi = 57^0$, co na 1 cm wynosi $\sim 0{,}8^0$.

A więc chcąc zmienić długość odrzutu o $\sim$ 1 cm, należy obrócić odpowiednio tłoczysko o kąt $\sim 0{,}8^0$.

Będziemy regulować długość w granicach

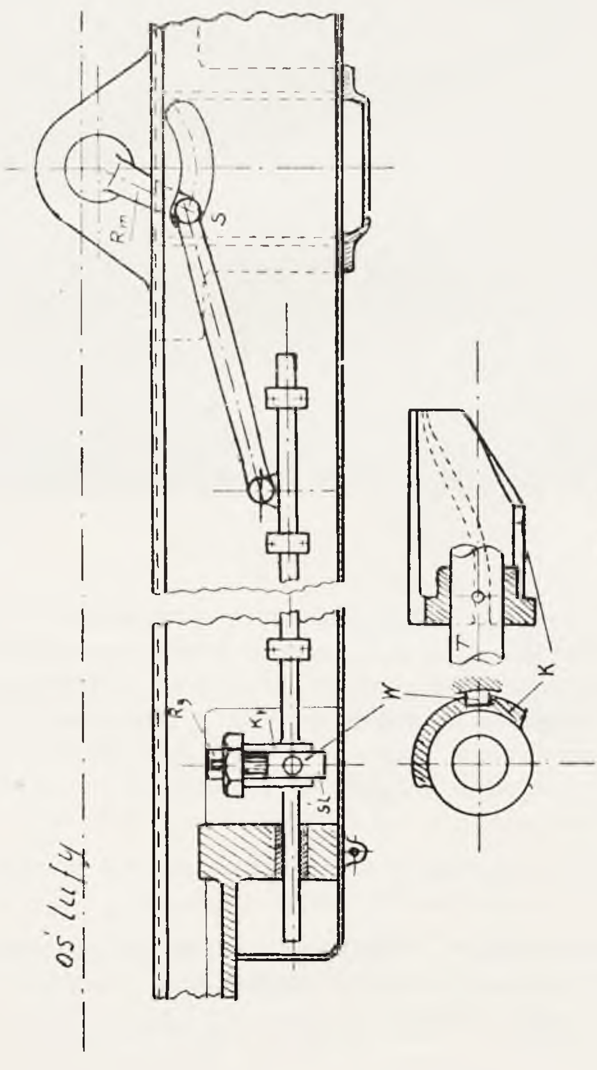
$$\Delta L_c = \pm 10 \text{ cm}$$

Zatem regulator musi dozwalać na obrót tłoczyska o kąt $\Delta\varphi = \pm 8^0$ niezależnie od obrotu powodowanego zmianą kąta podniesienia lufy.

VII.

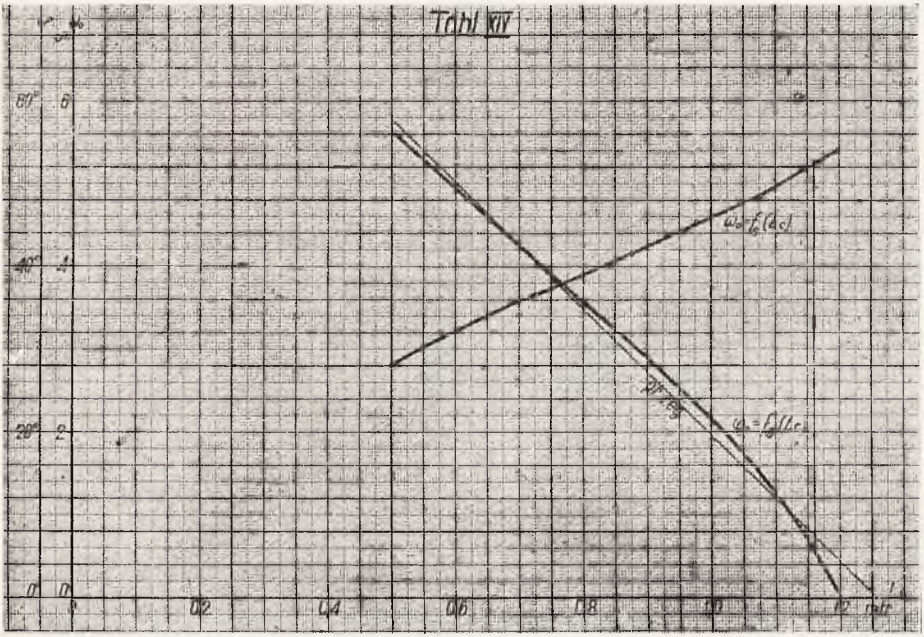
Na rysunku 9 pokazane jest schematycznie stawidło odrzutu (przekrój podłużny kołyski). Na tłoczysku opornika T jest zamoco-

wana krzywka *K* w postaci części cylindra z rowkiem wodzącym na zewnętrznej powierzchni. W tym rowku wodzi się wodzik *W*, zmuszając krzywkę wraz z tłoczyskiem do obracania się o pewien kąt przy zmianie kąta podniesienia lufy z kołyską. Obrót tłoczyska powoduje przysłanianie części otworu przelewowego opornika (rys. 8) co zmienia stopień hamowania masy odrzutowej, a więc długość odrzutu. Celem umożliwienia przesuwania się wodzika względem kołyski, został wprowadzony do jej wnętrza stały punkt *S*, tworzący



Rys. 9.

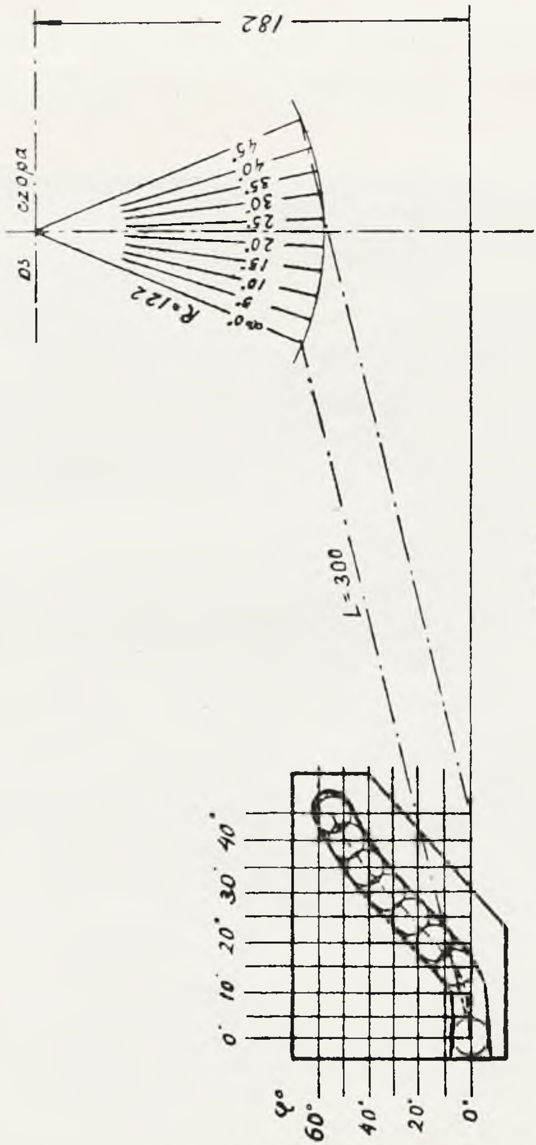
poprzez wnętrze czopa całość z łożem. Zwiększenie zatem kąta podniesienia kołyski jest równoznaczne z przesuwaniem się punktu *S* w prawo po łuku koła *Rm* w stosunku do kołyski.



Możność regulacji długości odrzutu w pewnych granicach w (danym przykładzie $\Delta L_c \pm 10$ cm) zapewnia osadzenie wodzika na wycinku ślimacznicy *Śl*, którą można przesuwać w płaszczyźnie prostopadłej do cięgna po obwodzie krzywki. Dokonywa się to przez obrót śruby ze zwojem ślimakowym *Rg*. Jak wynika z tabl. XIV tym granicom regulacji odpowiada przesunięcie wodzika, a więc i krzywki z tłoczyskiem o kąt $\Delta\varphi^0 = \pm 8^0$.

Wykreślenie krzywki (rys. 10) rozwiniętej wg zewnętrznej średnicy $\emptyset$ 120 nie przedstawia żadnych trudności.

Dla różnych kątów podniesienia kołyski, wyznaczone zostały odpowiednie położenia wodzika względem tej ostatniej. Żądane skręty tulei o kąty φ^0 określa krzywa $\varphi^0 = f_3(\alpha)$.



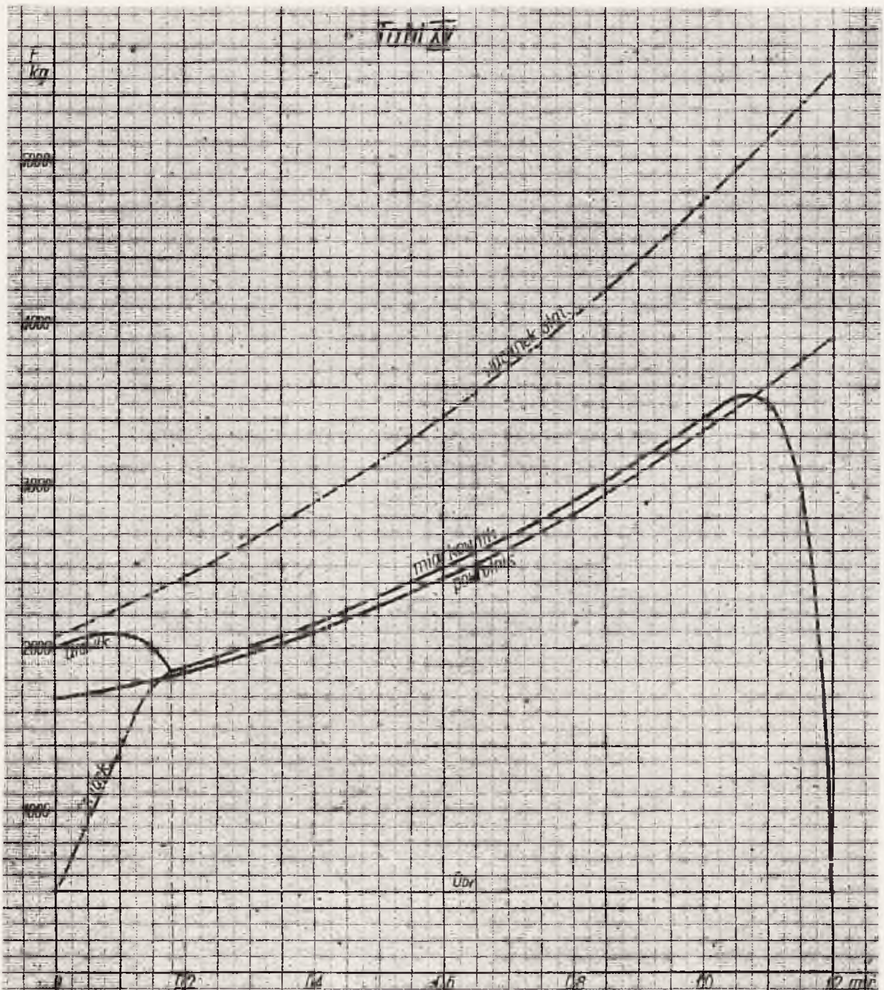
Rys. 10.

VIII.

Dosyłanie.

Powrót masy odrzutowej obliczamy w myśl tejże teorii płka Thomasa w założeniu, że wysiłek miarkownika jest przyjęty dla stałego otworu przelewowego $\omega^2 = \lambda_1 \cdot a$, a więc wyraża się jako $F = \frac{v^2}{a}$.

Przy końcu powrotu na przestrzeni $L_d = 0{,}18$ m jest dodany dławik, którego prawo zmiany otworu przedstawia się następująco: $\omega^2 = \lambda_2 bx$.



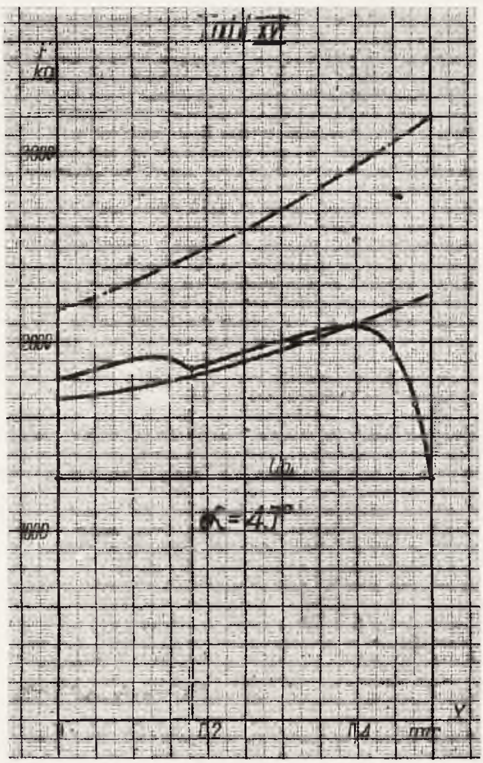
Warunek stateczności, wynikający z równania momentów sił działających na łoże względem prostej, łączącej punkty oparcia kół o ziemię, przedstawia się następująco:

$$\left\{\Sigma\tau + Q_r \,.\, \sin\alpha + \lambda_1 \frac{v^2}{f(x)} - [T_0 + \varphi(x)]\right\} . \, h < Q_l \,.\, (l - l_0) + Q_r \,.\, x \cos\alpha$$

albo inaczej:

$$\Sigma \tau_1 + \lambda_1 \frac{x^2}{f(x)} < T_0 + \varphi\left(x + \frac{Q_t}{h}(l - l_1) + \frac{Q_r}{h} \cdot x \cos \alpha\right) \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \qquad (12)$$

Ten warunek ujęty jest wykreślnie na tabl. XV i XVI, tj. dla $\alpha = 0^0$ i $\alpha = 45^0$, przy czym zachować go można jedynie przez odpowiedni dobór wysiłku miarkownika (lub miarkownika i dławika);



innymi słowy—przez właściwy dobór otworów przelewowych. Początek układu przyjęto w położeniu lufy bojowym.

Początkowo liczy się dla α min. aby ustalić maks. wysiłek miarkownika i dławika, łagodne dosyłanie i dość krótki czas powrotu. Nie należy przy tym obawiać się zbyt długiego czasu dla α max., bo wówczas droga powrotu jest znacznie krótsza.

Obliczenie dla $\alpha = 0^0$.

Wykreślone zostały na tabl. XV następujące elementy warunku stateczności:

a) opory bierne: $\Sigma \tau_1 = 500$ kg

b) naprężenie powrotnika: $T_0 + \varphi(x) = 1700 + 550 \,.\, x + 1085 \,.\, x^2$ (jak przy odrzucie),

c) krzywa stateczności

$$y = \frac{Q_l}{h}(l - l_0) + \frac{Q_r}{h} \,.\, x \,.\, \cos\alpha = 380 + 1045 \,.\, x$$

d) wysiłek miarkownika przed wejściem w grę dławika, ze względu na przyjęcie stałego otworu przelewowego, wyrazi się następująco:

$$F_m = \frac{v^2}{a} + \beta + \gamma \,.\, x + d\,x^2 - (\beta + \gamma \,.\, L + d \,.\, L^2)^{\frac{2}{ma} \cdot (x-L)} \quad \ldots\ldots\ldots \quad (13)$$

$$\text{gdzie } \beta = \frac{c\,a\,m + d\,a^2\,m^2 + 2\,\Psi'_1(\alpha)}{2} \quad \text{i } \gamma = c + d\,a\,m$$

$$\text{zaś: } \Psi'_1(\alpha) = T_0 - Q_r \,.\, \sin\alpha - \Sigma\tau.$$

Chcąc określić z góry współcz. a, ustalamy z tabl. XV końcową wartość wysiłku fikcyjnego opornika taką, aby zachować stateczność:

$$F_0 = 1500 \text{ kg.}$$

Ze wzoru fikcyjny opornik:

$$F_f = \frac{v^2}{b_f \cdot x} = 2 \,.\, \Big| A + B \,.\, x + C \,.\, x^2 +$$

$$+ \left(\frac{v_d^2}{2\,b_f \,.\, L_d} - A - B \,.\, L_d - C \,.\, L_d^2\right)\left(\frac{x}{L_d}\right)^{\frac{2}{b_f \,.\, m} - 1} \Big| ; \quad \ldots\ldots\ldots\ldots \quad (14)$$

$$\text{gdzie: } A = \frac{\Psi'_1(\alpha)}{2 - b_f m}$$

$$B = \frac{c}{2 - 2\,b_f\,m}$$

$$C = \frac{d}{2 - 3\,b_f\,m}$$

dla $x = 0$ otrzymamy $F_{f0} = 2 \frac{\Psi_1(\alpha)}{2 - b_f' m}$ stąd:

dla $\Psi_1(\alpha) = 1200$ kg wynika: $b_f' = 0{,}00327$

Zatem wielkość współczynnika a wynika z warunku:

$$a - b_f' . L_d = 0; \quad a = 0{,}00327 . 0{,}18 = 0{,}000588$$

Zaokrąglamy współcz. a do wartości $a = 0{,}0006$.
Dla tego współczynnika a nieco zmieni się b_f':

$$b_f' = 0{,}00333$$

Ze wzoru 13 oblicza się wartości wysiłków miarkownika i szybkości masy powracającej w granicach: $1{,}2 \geq x \geq 0{,}18$ (tabl. XV).

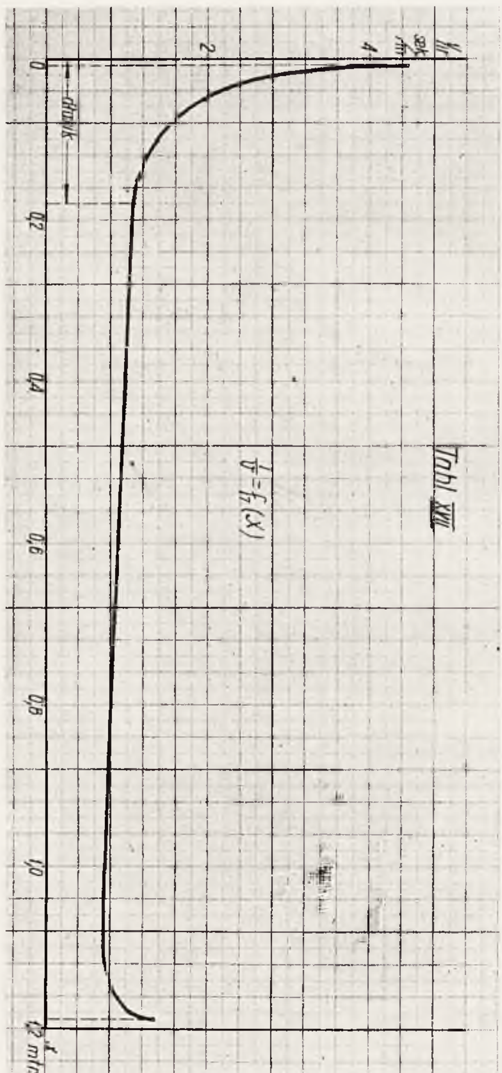
x mtr.	1,2	1,18	1,15	1,1	1,0	0,7	0,4	0,18
F_m kg	0	1440	2480	3000	2925	2195	1650	1370
v m/sek	0	0.03	1,22	1,340	1,325	1,160	0,996	0,908
$1/v$ sek/m	∞	1,075	0,820	0,746	0,755	0,863	1,005	1,110

Mając szybkość v_d w chwili wejścia w grę dławika, tj. dla $x = L_d = 0{,}18$ m liczy się krzywą fikcyjnego opornika (równoważnego w działaniu z zespołem miarkownik + dławik) wg wzoru 14 na końcowym odcinku dosyłania, tj. dla $0{,}18 \geq x \geq 0$. Znając stąd wartość wysiłku fikcyjnego opornika F_f i szybkość masy powracającej, łatwo obliczyć wysiłek miarkownika $F_m \frac{v^2}{a}$, oraz wysiłek dławika $F_d = F_f - F_m$.

Zestawienie w tabelce:

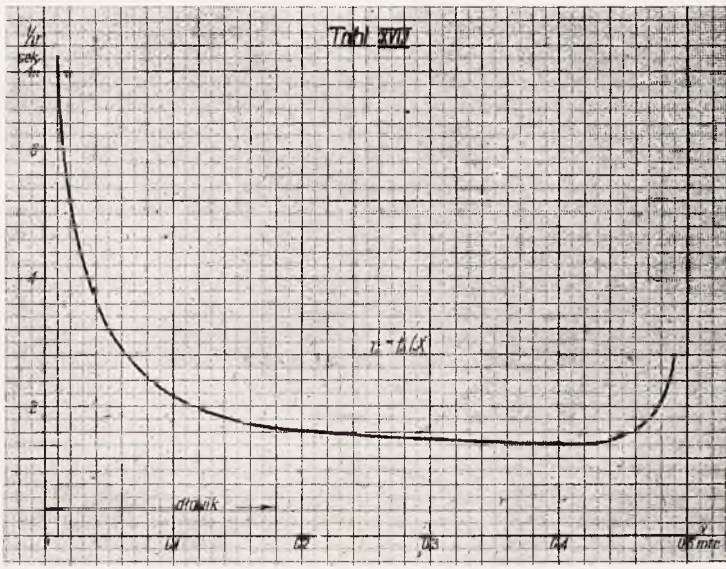
X mtr.	0,18	0,15	0,125	0,1	0,05	0,01	0
F_f kg	1370	1520	1575	1590	1570	1520	1510
v m/sek	0,908	0,87	0:81	0,726	0,51	0,224	0
$1/v$ sek/m	1,110	1,15	1,235	1,38	1,96	4,47	∞
F_m kg	1370	1260	1095	880	435	85	0
F_d kg	0	260	480	710	1135	1435	1510

Sprawdzając czas powrotu, wykreślono krzywą $\frac{1}{v} = f(x)$ na tabl. XVII i splanimetrowano ją w myśl zależności: $t = \int_{L}^{0} \frac{1}{v}\, dx$.



Uwzględniając poprawki, wynikające z krańcowych wartości $\left(\text{dla } x = 0 \text{ i } x = 1{,}2 \text{ m}; \ \frac{1}{v} \rightarrow \infty \right)$, otrzymano czas powrotu (dla $\alpha = 0^0$) $t = 1.259$ sek.

Sprawdzając powrót dla $\alpha = 45^0$, po uprzednim obliczeniu i wykreśleniu krywych na tabl. XVI i XVIII, podobnie jak przy $\alpha = 0^0$, otrzymano czas powrotu krótszy: $t = 1{,}078$ sek.



Obliczenie otworu przelewowego miarkownika:

$$\omega^2 = \lambda_m \cdot a; \qquad \omega = \sqrt{\lambda_m \cdot a}$$

$$\lambda_m = \frac{A_m{}^3 \cdot \delta}{20 \cdot g \cdot k^2} \ \ldots\ldots \left(\text{dla opornika: } \lambda = \frac{A^3 . \delta}{20 . g . k^2} \right)$$

Dzieląc przez siebie, otrzymamy:

$$\lambda_m = \lambda . \left(\frac{A_m}{A} \right)^3$$

Czynna powierzchnia dla miarkownika: $A_m = \frac{\pi . 9{,}6^2}{4} = 72{,}4 \text{ cm}^3$

$$\lambda = 1203 . \left(\frac{72{,}4}{57} \right)^3 = 2460$$

więc: $\omega = \sqrt{2460 . 0,0006} = 1,215 \text{ cm}^2$

Uwzględniając luz tłoka $\omega_L = 0,5 \text{ cm}^2$ otrzymamy ostatecznie:

$$\omega_m = 0,715 \text{ cm}^2$$

Zmienny otwór dławika: $F_d = \lambda_d \frac{v^2}{\omega_d^2}$; stąd: $\omega_d = \sqrt{\lambda_d} \cdot \frac{v}{\sqrt{F_d}}$

Czynna powierzchnia dławika: $A_d = \frac{\pi . 2,6^2}{4} = 5,3 \text{ cm}^2$

$$\lambda_d = \lambda . \left(\frac{A_d}{A}\right)^3 = 1203 \left(\frac{5,3}{57}\right)^3 = 0,967$$

Biorąc wartości v i F_d z ostatniej tabelki obliczamy w_d:

x mtr.	0,18	0,15	0,125	0,01	0,05	0,01	0
F_d kg	0	260	480	710	1135	1435	1510
v m/sek	0,908	0,87	0,81	0,726	0,51	0,225	0
ω_d *cm²*	∞	0,0536	0,0367	0,0271	0,015	0,0059	0

623 . 54 : 623 . 451

Inż. WACŁAW MOSZYŃSKI

W SPRAWIE WYZNACZANIA POŁOŻENIA ŚRODKA CIĘŻKOŚCI POCISKÓW I OKREŚLANIA ICH MOMENTU BEZWŁADNOŚCI

W zeszycie Nr 15 „Wiadomości Techniczno-Artyleryjskich" z 1932 r. w artykule ś. p. inż. J. Ciuńdziewickiego i inż. Czerwińskiego podano sposób wyznaczenia położenia środka ciężkości skorup pocisków artyleryjskich. Poniżej podajemy sposób ten w postaci zmienionej i uproszczonej oraz zamieszczamy wyjaśnienia uzupełniające, które ułatwią zrozumienie przebiegu pracy.

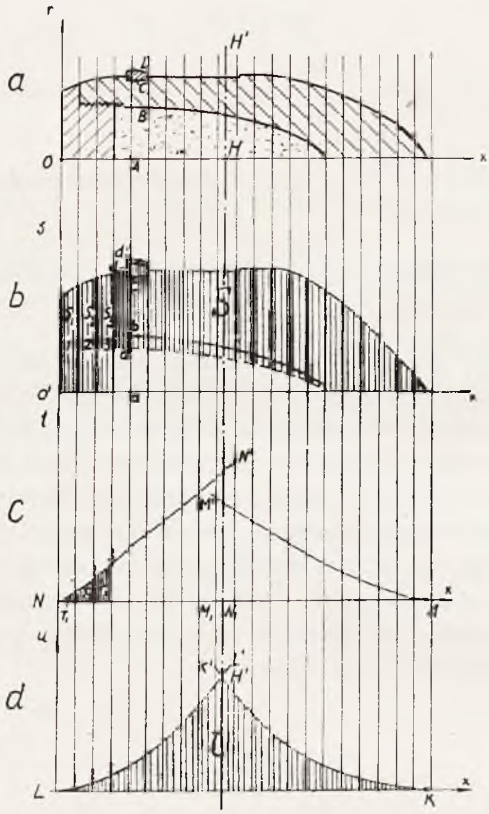
Zajmiemy się od razu zagadnieniem nie skorupy, lecz pocisku, niemal zawsze utworzonego z materiałów o rozmaitych ciężarach właściwych. Podamy na początku opis przebiegu pracy; potrzebne uzasadnienia zamieścimy na końcu.

I Opis przebiegu pracy.

1. Rozpoczynamy ją od narysowania jednej połowy osiowego przekroju pocisku we właściwie dobranej podziałce *a (rys. 1a).* Wymiary przekroju, przedstawionego na rysunku, będą więc równe wymiarom rzeczywistym pocisku pomnożonym przez *a.* (Wymiar podziałki *a* jest więc równy cm/cm = 1). Wielkość podziałki *a* przyjmuje się zwykle równą 1; przy wielkich pociskach artyleryjskich *a* może być przyjęte mniejsze od 1; przy pociskach karabinowych *a* może być przyjęte większe od 1.

2. Na *rys. 1b* rysujemy zniekształcony przekrój pocisku w ten sposób, iż punktom *B*, *C* i *D* z *rys. 1a* odpowiadają punkty *b, c* i *d* z *rys. 1b*, leżące na tej samej prostej *Aa,* prostopadłej do osi O_x pocisku; wyznaczono je w ten sposób, iż długości odcinków *ab*, *ac* i *ad* odpowiadają kwadratom długości promieni *AB*, *AC* i *AD* z *rys. 1a;* oczywiście posługujemy się i tu określoną podziałką

b, zezwalającą na nadanie *rys. 1b* pożądanych wymiarów, dogodnych dla dalszego przebiegu pracy.



Rys. 1.

Jeżeli więc promień, odpowiadający np. punktowi D zarysu pocisku, posiada rzeczywisty wymiar R_D cm, to odpowiadający mu odcinek AD na *rys. 1a* posiadać będzie długość $r_D = a \,.\, R_D$ cm, a odcinek ad na *rys. 1b* posiadać będzie długość $s_d = b r_D^2 = b \,.\, a^2 R_D^2$ cm. (Wymiar podziałki b będzie więc równy cm $^{-1}$).

Zarysowi zniekształconego przekroju pocisku odpowiada na *rys. 1b* linia ciągła.

2a. Ponieważ wnętrze pocisku, przedstawionego na *rysunku 1a*, wypełnione jest materiałem wybuchowym o ciężarze właściwym

γ_w (G/cm^3), pierścień wiodący wykonany jest z miedzi o ciężarze właściwym γ_m, a całość skorupy — ze stali o ciężarze właściwym γ, musimy, dla ułatwienia dalszej pracy, wyznaczyć zarys zniekształconego przekroju pocisku zastępczego, który uważać będziemy jako wykonany w całej swej masie z materiału o niezmiennym ciężarze właściwym, równym np. ciężarowi właściwemu stali. Pocisk zastępczy powinien mieć ten sam ciężar, to samo położenie środka ciężkości i ten sam moment bezwładności względem dowolnej płaszczyzny prostopadłej do osi pocisku, co i pocisk rzeczywisty. W tym celu redukujemy na *rys. 1b* odcinki *ab* i *cd*, przyjmując zamiast nich odcinki a^1b i cd^1 o długości $\overline{cd^1} = \overline{cd} \cdot \frac{\gamma_m}{\gamma}$, oraz $\overline{a^1b} = \overline{ab} \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma}$ i tą drogą uzyskujemy zniekształcony zarys pocisku zastępczego, zamykający pionowo zakreskowaną powierzchnię S cm^2.

Powierzchnia ta odpowiada ciężarowi pocisku Q, przy czym:

$$Q = \frac{\pi \gamma}{a^2 b} \cdot S\,G = \frac{\pi \gamma}{a^2 b} \cdot S \cdot 10^{-3}\,k\,G \quad . \; . \; . \; . \quad (1)$$

3. Zakreskowaną powierzchnię S z *rys. 1b* dzielimy pionowymi liniami na paski, najlepiej o jednakowej szerokości, wyrażonej w cm liczbą okrągłą, np. 1 cm, 2 cm itd., tak dokonane, aby na całej długości skorupy wypadło ich conajmniej kilkanaście. Następnie obliczamy lub mierzymy zakreskowaną część S_1, S_2, S_3... powierzchni każdego z pasków 1, 2, 3... i wartości ich, wyrażone w cm^2, wypisujemy w kolumnie I, jak pokazano na *rys.* 2. (tabl). Z kolei sumujemy dwie pierwsze wartości i wynik piszemy obok w kolumnie II, sumujemy ten wynik z trzecią wartością i nowy wynik wypisujemy pod pierwszym itd., jak na tablicy. Sumujemy w ten sposób powierzchnie nie wszystkich pasków, lecz takiej ilości, aby objąć nimi z pewnym zapasem przypuszczalne położenie środka ciężkości pocisku; potem sumujemy liczby kolumny I w sposób podobny, lecz zaczynając od spodu kolumny i wypisując wyniki w kolumnie III; czynimy to również z zapasem, tak iż liczby w kolumnie II i III zachodzą na siebie. Wreszcie dopisujemy w kolumnach tych na początku i na końcu pierwszą i ostatnią liczbę kolumny I.

Rys. 2.

L. p.	I	II	III
1	16,2	16,2	
2	18,3	34,5	
3	18,2	52,7	
4	13,3	66,0	
5	13,8	79,8	
6	14,1	93,9	
7	14,5	108,4	
8	15,0	123,4	
9	15,5	138,9	152,0
10	16,1		135,9
11	16,8		119,8
12	17,5		103,0
13	18,1		85,5
14	17,9		67,4
15	15,9		49,5
16	13.0		33,6
17	10,1		20,6
18	6,3		10,5
19	3,5		4,2
20	0,7		0,7

Obecnie przystępujemy do budowania krzywej NN^1, podanej na *rys. 1c.* Kolejne jej rzędne 1, 2, 3... (mierzone wzdłuż linij podziału powierzchni S na paski 1, 2, 3...), wyrażone w cm, równe są liczbom zawartym w kolumnie II z *rys.* 2, branym od góry, pomnożonym przez nową podziałkę c. (Wymiar jej będzie oczywiście również równy cm^{-1}). Rzędne punktów 1, 2, 3... krzywej NN^1 z *rys. 1c* będą więc równe iloczynom:

$$c\,S_1, \quad c\,(S_1 + S_2), \quad c\,(S_1 + S_2 + S_3)\ldots$$

Podobnie budujemy krzywą MM^1 według liczb zawartych w kolumnie III z *rys.* 2.

Krzywe NN^1 i MM^1 zachodzą na siebie, lecz mogą się nie przecinać.

4. Na podstawie krzywych NN^1 i MM^1 budujemy krzywe LL^1 i KK^1, pokazane na *rys. 1d*, w ten sam sposób, jak zbudowaliśmy krzywe NN^1 i MM^1 na podstawie zniekształconego zarysu przekroju pocisku zastępczego. Mierzymy lub obliczamy wyrażone w cm^2 powierzchnie T_1, T_2, T_3... pasków, na jakie podzielone są przez

rzędne 1, 2, 3... powierzchnie NN_1N^1 i MM_1M^1 rozważanych krzywych i sumujemy je, jak poprzednio na *rys.* 2.

Przyjąwszy nową podziałkę d określamy rzędne punktów 1, 2, 3... krzywych LL^1 i KK^1 równe: $d \,.\, T$, $d \,.\, (T_1 + T_2)$, $d \,.\, (T_1 + T_2 + T_3) \ldots$ (Podziałka d ma oczywiście również wymiar cm^{-1}).

Krzywe LL^1 i KK_1 przetną się [1]) w punkcie H^1, określającym na przekroju pocisku z *rys. 1a* położenie środka ciężkości pocisku H.

Uwzględniając przyjętą poprzednio podziałkę długości a, znajdziemy rzeczywistą odległość L_H środka ciężkości pocisku od jego dna: $L_H = \frac{\overline{OH}}{a}$; długość $\overline{OH}$ wyrażona jest w cm.

5. Jeżeli zmierzymy, lub obliczymy wyrażoną w cm^2 powierzchnię U, zamkniętą między osią odciętych LK i krzywymi LL^1 i KK', możemy określić moment bezwładności J_H pocisku względem płaszczyzny prostopadłej do jego osi i przechodzącej przez środek ciężkości H:

$$J_H = \frac{2\pi\mu}{a^5 \,.\, b \,.\, c \,.\, d} \,.\, U \text{ gcm}^2 = \frac{2\pi\mu}{a^5 \,.\, b \,.\, c \,.\, d} \,.\, U \,.\, 1{,}02 \,.\, 10^{-8} \text{ kG m sec}^2 \quad (2)$$

μ jest masą właściwą stali, równą 7,85 g/cm^3.

6. Dla celów praktycznych ważnym jest moment bezwładności J_0 pocisku względem osi HH', prostopadłej do osi Ox pocisku i przechodzącej przez jego środek ciężkości H (*rys. 1a*).

Moment ten będzie równy sumie obliczonego momentu bezwładności J_H i momentu bezwładności J_0 pocisku względem płaszczyzny przechodzącej przez jego oś Ox.

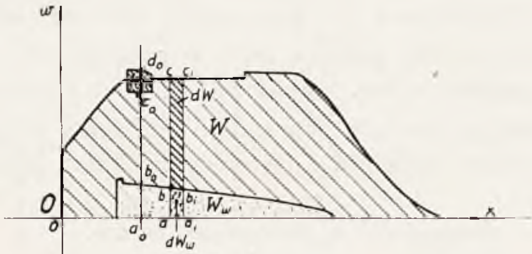
Aby określić moment J_0 musimy zbudować nowy zniekształcony przekrój pocisku (*rys. 3*) podobnie jak poprzednio (*na rys. 1b*), z tą jednak różnicą, iż obecnie długość odcinków a_0b_0, a_0c_0, $a_0d_0 \ldots$ równa będzie (w podziałce e) nie kwadratom długości odcinków AB, AC, $AD \ldots$ z *rys. 1a*, wyrażonych w cm, lecz ich czwartym potęgom.

Jeżeli więc np. promień AD, odpowiadający punktowi D zarysu pocisku, posiada na *rys. 1a* długość r_D, to długość odpowiadającego mu odcinka a_0d_0 z *rys. 3* wyniesie $w_D = er_D^4 = ea^4 R_D^4$ cm,

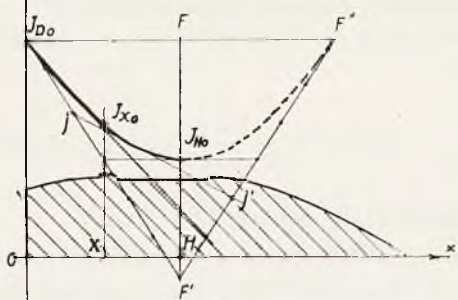
---

[1]) Gdyby krzywe nie przecięły się, należałoby przedłużyć jedną z linij NN' lub MM^1, dodając jeszcze jedną liczbę w kolumnie II lub III z *rys. 2*.

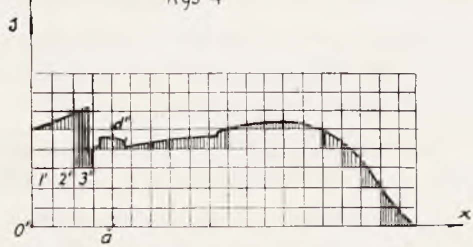
gdzie R_D jest rzeczywistą długością promienia pocisku, wyrażoną w cm i a jest podziałką przyjętą przy sporządzeniu *rys. 1a.* (Po-



Rys. 3



Rys 4



Rys. 5

działka e ma oczywiście wymiar cm^{-3}). Obliczywszy lub zmierzywszy kolejno wyrażone w cm^2 powierzchnie W, W_m i W_w z *rys. 3*, odpowiadające objętościom pocisku, zajętym przez stal, miedź

i materiał wybuchowy, możemy określić szukany moment bezwładności.

$$J_0 = \frac{\pi}{4\,a^5\,e}\,(W\,.\,\mu + W_m\,.\,\mu_m + W_w\,.\,\mu_w)\ \mathrm{gcm}^2 =$$
$$J_0 = \frac{\pi}{4\,a^5\,e}\,(W\,.\,\mu + W_m\,.\,\mu_m + W_m\,.\,\mu_w)\,.\,1{,}02\,.\,10^{-8}\ \mathrm{kG\,m\,sec}^2 \qquad (3)$$

przy czym μ, μ_m i μ_w są wyrażonymi w g/cm^3 masami właściwymi stali, miedzi i materiału wybuchowego: $\mu = 7{,}85$, $\mu_m = 8{,}95$ i $\mu_w = 1{,}3 \div 1{,}6$ (zależnie od materiału wybuchowego, jego postaci i zagęszczenia).

Ostatecznie więc moment bezwładności pocisku względem osi *HH'*, prostopadłej do jego osi geometrycznej *Ox* i przechodzącej przez jego środek ciężkości *H*, będzie równy:

$$J_{H0} = J_H + J_0 \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \qquad (4)$$

W wypadkach szczególnych zajść może potrzeba znajomości momentu bezwładności pocisku J_{x0} względem osi prostopadłej do osi geometrycznej pocisku, przechodzącej przez dowolny jej punkt *X*, odległy o *X* cm od środka ciężkości pocisku.

Jak wiemy:

$$J_{x0} = J_{H0} + m\,X^2 \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \qquad (5)$$

m jest masą pocisku w g; wyraża się ona tą samą liczbą, co i ciężar *Q* pocisku w *G*.

Możemy łatwo zbudować krzywą momentów J_{x0}. W tym celu obliczymy moment bezwładności J_{D0} pocisku względem osi przechodzącej przez środek dna pocisku i prostopadłej do osi geometrycznej pocisku. Moment ten będzie równy w $g\,cm^2$:

$$J_{D0} = J_{H0} + m\,L_H^2\ \ g\,cm^2.$$

Obecnie odkładamy na *rys. 4*, odpowiadającym rysunkowi 1a, odcinki GJ_{H0} i OJ_{D0}, których długość równa jest $HJ_{H0} = f\,.\,J_{H0}$ i $OJ_{D0} = f\,.\,J_{D0}$; — f jest dowolnie obraną podziałką (wymiar podziałki f jest $g^{-1}\ cm^{-1}$). Przez punkty J_{H0} i J_{D0} prowadzimy parabolę kwadratową $J_{D0}\,J_{H0}\,F''$ o osi skierowanej wzdłuż $H\,J_{H0}$ (np. jako owijającą prostych *jj'*, przechodzących przez punkty *j* i *j'*, dzielące proste $F'\,J_{D0}$ i $F'\,F''$ na jednakową ilość równych części, przy czym

$\overline{F'}J_{H0} = \overline{F}\,J_{H0} = f\,(J_{D0} - J_{H0}) = f\,.\,m\,.\,L_H^2$). Moment bezwładności J_{x0} pocisku względem osi prostopadłej do jego osi geometrycznej i przechodzącej przez dowolny jej punkt X będzie równy:

$$J_{x0} = \frac{XJ_{x0}}{f}\ \text{g cm}^2$$

Długość odcinka $X\,J_{x0}$ wyrażona jest w cm.

8. Na zakończenie opisu przebiegu pracy wyznaczania położenia środka ciężkości pocisków i określania ich momentów bezwładności wskażemy możliwość pewnych ułatwień.

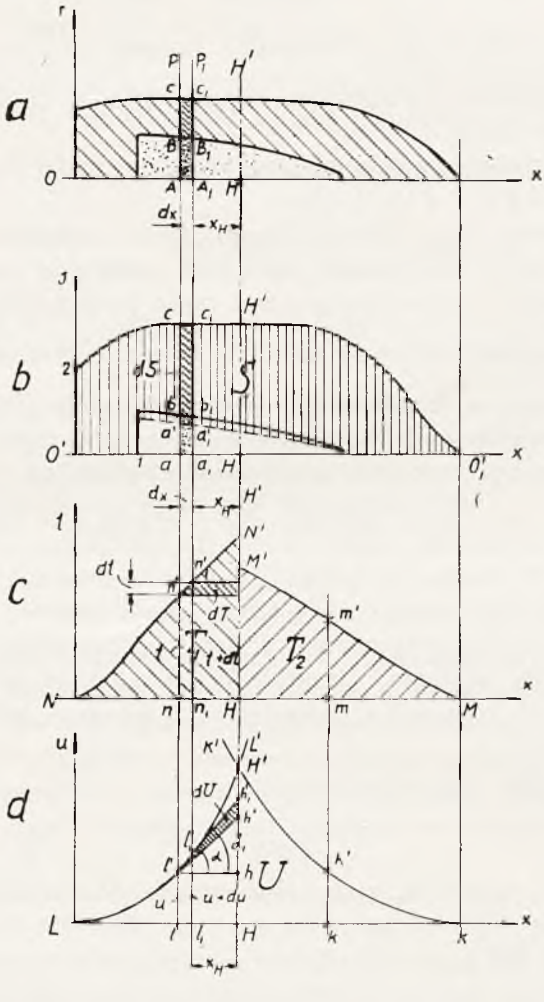
Powierzchnia zakreskowania S z *rys. 1b* ograniczona jest na pewnej części swej długości dwoma zarysami: zewnętrznym i wewnętrznym. Wygodniej jest oba te zarysy zastąpić jednym, podanym na *rys. 5*, utworzonym w ten sposób, iż poszczególne odcinki *a d''* z *rys. 5* równe są odpowiadającym odcinkom *a' d'* z *rys. 1b.* Przekształcenie zarysu z *rys. 1b.* do postaci z *rys. 5* sprowadza się więc jak gdyby do pionowego zsunięcia w dół wszystkich odcinków rzędnych *a' d'*, zawartych między zewnętrznym i wewnętrznym zniekształconym zarysem przekroju pocisku zastępczego i oparcia ich o oś *O' x.* Przeciągnijmy ponadto szereg linij poziomych, odległych np. co 1 cm (jest to zbędne, jeżeli wykres rysujemy w siatce milimetrowej). Możemy teraz, posiłkując się planimetrem, mierzyć nie całe pola S_1, S_2, S_3... pasków 1, 2, 3... z *rys. 1b*, lecz tylko gęsto zakreskowane cząstki powierzchni pasków 1', 2', 3'... z *rys. 5*; pozostałą, rzadziej zakreskowaną, część ich powierzchni łatwo obliczymy według ilości pełnych kratek, wyznaczonych na wykresie. Pozwala to na większą dokładność pomiaru małych powierzchni, przez umożliwienie korzystniejszego nastawienia planimetru.

II. Uzasadnienie przebiegu pracy.

Na *rys. 6* przedstawione mamy wykresy *a, b, c* i *d*, odpowiadające kolejno wykresom *a, b, c* i *d* z *rys. 1*, lecz w porównaniu z nimi nieco uproszczone.

Rozważmy część pocisku, zawartą między dwiema nieskończenie bliskimi płaszczyznami P i P_1, prostopadłymi do jego osi. Rzeczywista objętość, odpowiadająca tej części pocisku, równa jest $dV = \frac{\pi}{a^3}\,.\,r_c^2\,.\,dx$, a jej objętości cząstkowe: materiału wybuchowego dV_w i stali dV_s równe są: $dV_w = \frac{\pi}{a^3} r_b^2\, dx$ i $dV_s = \frac{\pi}{a^3}(r_c^2 - r_b^2)\, dx$;

przez *a* oznaczyliśmy podziałkę, w jakiej na wykresach z *rys. 1a* lub *6a* odłożono wszystkie długości (zarówno w kierunku osi pocisku, jak i doń prostopadłym), a przez r_b i r_c oznaczyliśmy w cm wyrażone długości promieni *AB* i *AC*, podane na *rys. 6a*.



Rys 6

Ponieważ odcinki *ab* i *ac* zarysu zniekształconego przekroju z *rys. 1b* i *6b* równe są br_b^2 i br_c^2, gdzie *b* jest przyjętą przez nas podziałką wykresu, przeto pola $S_{aa_1b_1b}$ i $S_{bb_1c_1c}$ równe są: $dS_w = b\,r_b^2\,dx$ i $dS_s = b\,(r_c^2 - r_b^2)\,dx$. Porównywając otrzymane wyrażenia na objętości dV_w i dV_s i na powierzchnie dS_w i dS_s, stwier-

dzamy, iż objętości te możemy obliczyć, mnożąc powyższe powierzchnie przez $\frac{\pi}{a^3 b}$; stąd możemy obliczyć ciężary materiału wybuchowego dQ_w i stali dQ_s odpowiadające tym objętościom:

$$dQ_w = \frac{\pi \gamma_w}{a^3 b} \, dS_w \quad \text{i} \quad dQ_s = \frac{\pi \gamma}{a^3 b} \, . \, dS_s;$$

γ_w i γ są ciężarami właściwymi, wyrażonymi w G/cm^3, materiału wybuchowego i stali.

Łączny ciężar rozważanej nieskończenie małej części pocisku będzie równy: $dQ = dQ_w + dQ_s$.

Dla uproszczenia dalszego biegu pracy zastępujemy materiał wybuchowy przez równoważną ilość stali, redukując zajętą przezeń objętość, a więc i odpowiadającą mu część powierzchni dS_w w stosunku $\frac{\gamma_w}{\gamma}$; osiągamy to zmniejszając w stosunku tym wysokość pola $S_{aa_1 b_1 b}$ i zastępując je polem $S_{a'a'_1 b_1 b}$. Sumując je z polem $S_{bb_1 c_1 c}$ uzyskamy zastępcze pole $S_{a'a'_1 c_1 c}$, które oznaczymy przez dS. Wszystko sprowadza się więc do zredukowania odcinków rzędnych ab i zastąpienia ich przez odcinki $a'b$ o długości $\frac{\gamma}{\gamma_w}$ razy mniejszej i utworzenia tą drogą wewnętrznego zniekształconego zarysu przekroju pocisku zastępczego. (To samo należy zrobić na zewnętrznym zarysie z objętością miedzi, którą tu pominęliśmy). Uzyskany tą drogą zarys zastępczy traktujemy jako odpowiadający objętości wypełnionej całkowicie materiałem o ciężarze właściwym stali $\gamma = 7{,}85 \; G/\text{cm}^3$

Ostatecznie więc otrzymamy:

$$dQ = \frac{\pi \gamma}{a^3 b} \, dS \; G \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad (6)$$

Sumując wszystkie pola elementarne dS uzyskamy całą powierzchnię S, pionowo zakreśloną na *rys. 1b* i *6b*. Stąd wzór (1).

Krzywa NN' na *rys. 6c* jest krzywą całkową zakreskowanej powierzchni S z *rys. 6b*. Długość t rzędnej nn' odpowiada więc tej części powierzchni S, która znajduje się na lewo od linii ac; ponieważ przyjęliśmy tu podziałkę c, więc:

$$t = c \, . \, S_{o'1a'c2}$$ [1])

---

[1]) Stąd wynika, iż ciężar Q pocisku można wyrazić zależnością: $Q = \frac{\pi \gamma}{a^3 bc} \cdot (\overline{HN'} + \overline{HM'})$, gdzie $\overline{HN'}$ i $\overline{HM'}$ są wyrażonymi w cm. długościami rzędnych HN' i HM' krzywych NN' i MM', wystawionych w środku ciężkości pocisku (lub w innym dowolnym punkcie osi NM).

Przechodząc do nieskończenie bliskiego przekroju $a_1 c_1$ (*rys. 6b*), znajdziemy nową rzędną $n_1 n_1'$ krzywej NN' (*rys. 6c*) o długości:

$t + dt = c \cdot S_{o'1a'1c12} = c\,(S_{o'1a'c2} + dS)$, skąd:

$$dt = c dS \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (7)$$

Zauważmy, iż moment statyczny nieskończenie cienkiego odcinka pocisku AA_1C_1C z *rys. 6a* o ciężarze dQ względem dowolnej płaszczyzny HH', prostopadłej do osi geometrycznej pocisku i odległej o $X_H = \frac{1}{a} x_H$ cm od rozważanego odcinka, jest równy:

$$dM = \frac{\mu}{\gamma} \cdot dQ \cdot X_H = \frac{1}{a} \cdot \frac{\mu}{\gamma} \cdot dQ \cdot x_H.$$

Skąd: $$dM = \frac{\pi\mu}{a^4 b}\, dS \cdot x_H = \frac{\pi\mu}{a^4 bc} \cdot dt \cdot x_H = \frac{\pi\mu}{a^4 bc} \cdot dT,$$

jeżeli przez dT oznaczymy gęsto zakreskowaną na *rys. 6c* powierzchnię poziomego, nieskończenie wąskiego paska. Cała powierzchnia T_1 pola $S_{NHN'}$ pozwoli nam wyznaczyć moment statyczny całej części pocisku, leżącej po lewej stronie płaszczyzny HH'.

To samo moglibyśmy zrobić dla części pocisku leżącej po prawej stronie płaszczyzny HH' (wychodząc z punktu O'_1 na *rys. 6b*), budując krzywą MM^1 i mierząc powierzchnię T_2 pola $S_{HMM'}$.

Jeżeli położenie płaszczyzny HH^1 obierzemy w ten sposób, iż pola T_1 i T_2 będą sobie równe, momenty statyczne obu stron pocisku będą również równe, będąc zaś przeciwnego znaku zniosą się wzajemnie; wypadkowy moment statyczny całego pocisku względem płaszczyzny HH' będzie więc równy zeru. Płaszczyzna HH' musi więc w tym wypadku przechodzić przez środek ciężkości H pocisku.

Dla wyznaczenia położenia tej płaszczyzny jeszcze raz całkujemy obie krzywe NN' i MM' wychodząc z punktów N i M; uzyskujemy tą drogą na *rys. 6d* krzywe LL' i KK'. Obrawszy dla nich podziałkę d znajdziemy, iż długość u rzędnej ll' równa się powierzchni pola $S_{Nnn'}$ pomnożonej przez d, a długość rzędnej kk' równa się powierzchni pola $S_{Mmm'}$, również pomnożonej przez d. Stąd więc punkt H przecięcia krzywych LL' i KK' wyznacza położenie płaszczyzny HH', ograniczającej na *rys. 6c* równe pola T_1 i T_2, a więc tym samym i położenie środka ciężkości pocisku H.

* * *

Zważmy, iż moment bezwładności odcinka pocisku, odpowiadający paskowi AA_1C_1C, (*rys. 6a*) względem dowolnej płaszczyzny HH', prostopadłej do jego osi geometrycznej i odległej o $X_H = \frac{1}{a} x_H$ cm od rozważanego odcinka równa się:

$$dJ_H = \frac{\mu}{\gamma} \cdot dQX_y^2.$$

Ze wzorów (6) i (7) wynika, że:

$$dQ = \frac{\pi\gamma}{a^3bc} \cdot dt;$$

a zatem: $$dJ_H = \frac{\pi\mu}{a^5bc} \cdot x_H^2 dt$$

Jak widzieliśmy, długość u odcinka ll^1 równa się:

$$u = d \,.\, S_{Nnn'};$$

podobnie odcinkowi $l_1l'_1$ odpowie rzędna $u + du = d \,.\, S_{Nn_1n'_1}$; a więc:

$$du = d \,.\, S_{nn_1n'_1n'} = d \,.\, t \,.\, dx.$$

Stąd wynika, że pochylenie stycznej $l'h'$ do krzywej w punkcie l', równe $\frac{du}{dx} = tg\,\alpha$, równa się $d \,.\, t$; podobnie pochylenie stycznej $l_1'h_1'$ w punkcie l_1' będzie równe $tg\,\alpha_1 = d \,.\, (t + dt)$, skąd:

$$dt = \frac{1}{d} \, (tg\,\alpha_1 - tg\,\alpha).$$

A więc: $$dJ_H = \frac{\pi\mu}{a^5bcd} \, (tg\,\alpha_1 - tg\,\text{a}) \, x_H^2.$$

Lecz, pomijając wielkości nieskończenie małe wyższego rzędu, możemy napisać:

$$x_H \, tg\,\alpha_1 - x_H \, tg\,\alpha = \overline{hh'_1} - \overline{hh'} = h'h'_1 \text{ (rys. 6d)},$$

a x. $\overline{h'h'_1} = 2\,S_{l'h'h'_1} = 2\,dU$, gdzie dU jest polem nieskończenie małego trójkąta $l'\,h'\,h'_1$, zakreskowanym na *rys. 6d*. Ostatecznie więc:

$$dJ_H = \frac{2\pi\mu}{a^5bcd} \cdot dU$$

Sumując to wyrażenie na całej powierzchni pola $S_{LHH'}$, znajdziemy moment bezwładności względem płaszczyzny HH' części pocisku, która znajduje się po lewej stronie tej płaszczyzny. Pole $S_{H\lambda H'}$ odtworzy nam moment bezwładności względem płaszczyzny HH' części pocisku, znajdującej się po prawej stronie tej płaszczyzny. Stąd wzór (2).

* *
*

Moment bezwładności dJ_o części pocisku, odpowiadającej paskowi AA_1C_1C, (*rys. 6a*) względem płaszczyzny przechodzącej przez geometryczną oś pocisku równy jest:

$$dJ_o = \frac{\pi}{4a} [\mu (R_c^4 - R_b^4) + \mu_w R_b^4] \, dx,$$

gdzie R_c i R_b są rzeczywistymi długościami promieni pocisku, odpowiadających odcinkom AC i AB na *rys. 6a.* Ponieważ, jak widzieliśmy, długość odcinków $\overline{ac}$ i $\overline{ab}$ na *rys. 3* równa jest: $ea^4R_c^4$ i $ea^4R_B^4$, a iloczyny $(\overline{ac} - \overline{ab})\, dx = dW$ i $\overline{ab} \,.\, dx = dW_w$, więc:

$$dJ_o = \frac{\pi}{4 \,.\, a^5 e} (\mu \, dW + \mu_w \, dW_w).$$

Sumując to wyrażenie na całych powierzchniach W i W_w oraz pominiętej w tym rozważaniu powierzchni W_m, odpowiadającej paskowi miedzianemu, odnajdziemy wzór (3).

* *
*

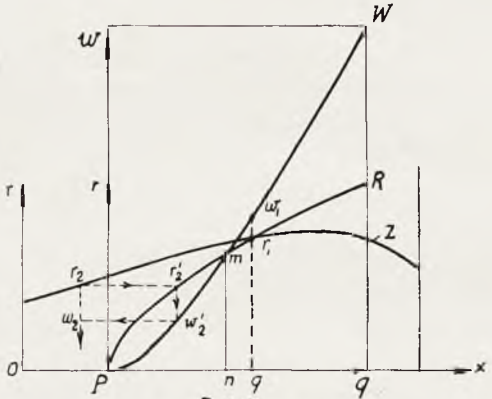
Budowa wykresu z *rys. 4* wynika stąd, iż, jak widać ze wzoru (5), krzywa, przedstawiająca moment bezwładności J_{xo}, jest parabolą, której wierzchołek leży w punkcie J_{Ho} i której oś jest prostopadła do osi Ox. Wystarcza więc wyznaczyć położenie jeszcze jednego tylko punktu, np. J_{Do}, aby wykreślić krzywą.

* *
*

Opisany wyżej sposób obliczania wykazuje, w porównaniu ze sposobem podanym w artykule wspomnianym na wstępie, szereg poważnych uproszczeń.

Niezawodnie, gdybyśmy posługiwali się integrafem, ułatwienia przez nas tu wprowadzone straciłyby w pewnej mierze na znaczeniu. Podaliśmy też tu sposób obliczania najlepiej przystosowany do planimetrowania lub nawet do zwykłego wyznaczania powierzchni w drodze przeliczeń.

Stosunkowo najbardziej kłopotliwym jest rysowanie krzywych kwadratów i czwartych potęg promieni. Pomocnym może tu być wykres podany na *rys. 7*, narysowany na przezroczystej kalce, obejmujący dwie jednakowe parabole *PR* i *PW* o wspólnym wierzchołku *P* i o wzajemnie prostopadłych osiach P_q i P_w.



Rys. 7

Wykresem tym posiłkujemy się w sposób następujący. Chcąc znaleźć punkt w_1, odpowiadający czwartej potędze promienia qr_1 zarysu *Z* pocisku (*rys.* 7), nakładamy wykres na rysunek zarysu w ten sposób, by osie *Pq* i *Ox* zlały się wzajemnie i punkt r_1 znalazł się na paraboli *PR*; wówczas szukany punkt w_1 odnajdziemy na paraboli *PW* na przedłużeniu promienia qr_1. Moglibyśmy też rzutować, korzystając z parabol naniesionych wprost na *rys. 7* lub umieszczonych obok niego, jak to pokazują linie rzutowania, łączące punkty r_2, r_2', w_2' i w_2.

W ten sposób budujemy linię czwartych potęg promieni (jak na *rys. 3*).

Jeżeli zamierzamy budować linię kwadratów promieni (jak na *rys. 1b*), krzywe *PR* i *PW* muszą być parabolami potęgi $\sqrt{2}$ a nie 2; ogólny wzór ich będzie: $r^{\sqrt{2}} = kq$ i $w = \frac{1}{k} q^{\sqrt{2}}$

Oczywiście wielkość parametrów *k* obydwóch par parabol jest zależna od podziałek *b* i *e*, o których wyżej była mowa. Rozwiązanie tej sprawy pozostawiamy czytelnikowi, jeżeli uzna graficzny sposób wykreślania za wygodniejszy od obliczeniowego. Jest rzeczą

oczywistą, iż nie da on tej dokładności, co obliczanie kwadratów i czwartych potęg promieni.

* * *

Zauważmy, iż podany na *rys.* 5 sposób wyznaczania zniekształconego zarysu pocisku zastępczego pozwala wykonać obliczenie ciężaru, położenia środka ciężkości i momentu bezwładności pocisku o dość złożonej nawet budowie wewnętrznej, a nawet wkrętki głowicowej lub zapalnika, co może się okazać celowe, gdy chodzi o pociski bardzo małych kalibrów.

III. Zakończenie.

Na zakończenie uzupełnijmy jeszcze nasze rozważania rozwiązaniem zagadnienia wpływu tolerancyj wymiarowych na ciężar pocisku i na położenie jego środka ciężkości, tzn. znalezieniem dopuszczalnych odchyłek ciężaru pocisku i położenia środka ciężkości względem środka jego długości lub względem jego dna.

Przebieg związanej z tym pracy jest następujący:

Zakładamy, że *wszystkie obliczenia poprzednie oparte zostały na średnich wymiarach pocisku.* Średnia długość promienia R_D pocisku, odpowiadającego punktowi D zarysu, może jednak w rzeczywistości wahać się w granicach od $R_D + \Delta R_D$ cm do $R_D - \Delta R_D$ cm. ΔR_D jest więc połowa tolerancji promienia, równa jednej czwartej części założonej tolerancji średnicy pocisku w punkcie D.

Wychodząc z zarysu przekroju pocisku, przedstawionego na *rys. 1a*, budujemy na wykresie, przedstawionym na *rys. 8a* nowy zarys 1′, 2′, 3′, 4′, 5′, 6′, 7′, 8′, 9′, 10′, w którym promień $y = \overline{a''d''}$, odpowiadający dowolnemu punktowi D z *rys. 1a* posiada długość:

$$y = hR_D \,.\, \Delta R_D \text{ cm}.$$

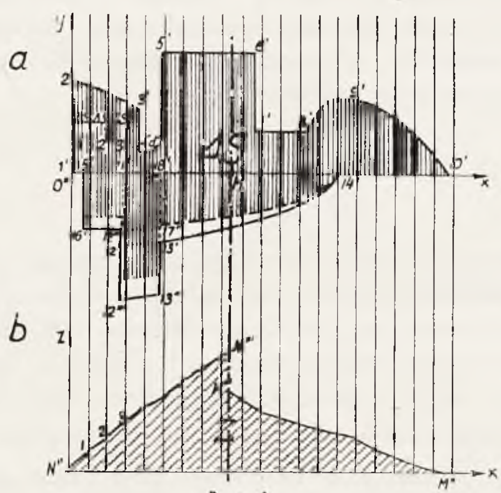
Podziałkę h obieramy dowolnie, znacznie jednak większą od poprzednio obranej podziałki b. (Wymiar podziałki h jest cm^{-1}).

Zaznaczmy, iż wielkości R_D i ΔR_D odpowiadają rzeczywistym wymiarom pocisku, a nie przedstawionym na *rys. 1a*.

To samo możemy wykonać dla wewnętrznego zarysu pocisku, o ile on jest wymiarowo stolerowany, budując zarys 11′, 12′, 13′, 14′, umieszczony poniżej osi $O''x$.

Pozostaje jeszcze dno wewnętrznego wydrążenia pocisku, poddane również tolerancji grubości. Przypuśćmy, iż średnia grubość E dna pocisku może wahać się w granicach od

$$E + \Delta E \quad \text{do} \quad E - \Delta E \text{ cm.}$$



Rys. 8

W celu uwzględnienia na wykresie z *rys. 8a* wpływu wahań grubości dna pocisku, dodatkowo wrysowujemy poniżej osi $O''x$ prostokąt 15′, 16′, 17′, 18′, umieszczony symetrycznie względem punktu 11′, odpowiadającego średniej grubości dna pocisku; prostokąt ten ma dowolnie obraną podstawę A cm, równą długości odcinka 15′, 18′, i wysokość, odpowiadającą odcinkowi 15′, 16′, równą:

$$B = h \cdot \frac{R_d^2}{A} \Delta E \left(1 - \frac{\Delta L}{L}\right) \text{cm}, \quad \ldots \ldots \quad (8)$$

przy czym R_d jest rzeczywistą długością promienia wewnętrznego dna pocisku, wyrażoną w cm; L jest średnią długością pocisku w cm., a ΔL jest połową jej tolerancji, również w cm.

Teraz uzupełniamy zarys przez przesunięcie jego odcinka 12′, 13′, o B cm w dół, ostateczny zarys dolnej części wykresu będzie więc: 15′, 16′, 12″, 12‴, 13″, 13′, 14′. Wreszcie wszystkie rzędne

zarysu tej części wykresu redukujemy w stosunku $\frac{\gamma - \gamma_w}{\gamma}$, gdzie γ i γ_w są, jak wiemy, ciężarami właściwymi stali i materiału wybuchowego wypełniającego wnętrze pocisku i uzyskujemy pionowo zakreskowaną, mierzoną w cm^2 powierzchnię ΔS wykresu z *rys. 8a.*

Powierzchnia ta zezwala nam obliczyć tolerancję $2\Delta Q$ ciężaru pocisku, gdyż:

$$\Delta Q = \frac{2\pi\gamma}{ah} \cdot \Delta S \left(1 + \frac{\Delta L}{L}\right) G \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (9)$$

Poprzednio znaleziony ciężar Q pocisku (wzór 1) może więc, przy uwzględnieniu wszystkich tolerancyj wymiarowych, wahać się w rzeczywistości w granicach od $Q + \Delta Q G$ do $Q - \Delta Q G$.

Według zakreskowanej powierzchni ΔS z *rys. 8a*, budujemy krzywe $N''N'''$ i $M''M'''$ podane na *rys. 8b*, przy czym kolejne ich rzędne 1, 2, 3... równe są w cm: $j\Delta s_1$, $j(\Delta s_1 + \Delta s_2)$, $j(\Delta s_1 + \Delta s_2 + + \Delta s_3)$..., gdzie Δs_1, Δs_2, Δs_3... są, wyrażonymi w cm^2, zakreskowanymi częściami powierzchni pasków 1, 2, 3... wykresu z *rys. 8a* (Wymiar dowolnie obranej podziałki j jest znów równy cm^{-1}).

Powierzchnia zamknięta między osią $N''M''$ i krzywymi $N''N'''$ i $M''M'''$, zakreskowana na *rysunku* 8b, równa jest Z cm^3.

Powierzchnia ta pozwala określić wielkość ΔH równą:

$$\Delta H = \frac{2\pi\gamma}{a^2 h j Q} \cdot Z \text{ cm} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (10)$$

Wielkość ta ustala ostatecznie granice, w jakich może zmieniać się położenie środka ciężkości pocisku.

Położenie to może być określone dwojako: jako odległość F_h środka ciężkości H od środka długości C pocisku *(rys. 9a)*, lub jako odległość L_h środka ciężkości H od dna pocisku D *(rys. 9b)*.

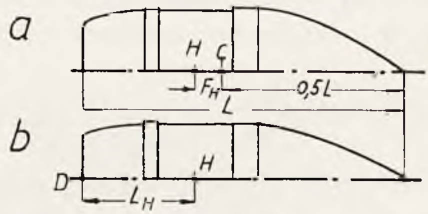
Odległości te będą: $$F_h = F_H \pm \left(\Delta H + F_H \frac{\Delta L}{L}\right) \text{ cm} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (11)$$

$$\text{i} \quad L_h = L_H \pm \left(\Delta H + L_H \frac{\Delta L}{L}\right) \text{ cm} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (12)$$

L_H jest poprzednio znalezioną średnią odległością środka ciężkości pocisku od dna, wyrażoną w cm; F_H jest średnią odległością środka ciężkości pocisku od jego środka długości:

$$F_H = 0{,}5\,L - L_H \quad \text{cm.}$$

Wzory (11) i (12) dają większe wahania położenia środka ciężkości od wahań rzeczywistych, różnica jest jednak bardzo mała i może być pominięta.[1])



Rys. 9.

IV Uzasadnienie przebiegu pracy.

Z konieczności uciekamy się tu do pewnych uproszczeń obliczeniowych, na skutek których wynik obliczeń nie jest zupełnie ścisły. Uwzględniając jednak, iż chodzi tu o wyznaczenie granic tolerancyjnych, zbyt daleko posunięta dokładność nie jest konieczna.

Założyliśmy, iż obliczenia, dokonane na początku naszych rozważań, oparte były na wymiarach średnich. Promieniowi średniemu R_D zarysu pocisku odpowie średnia powierzchnia przekroju πR_D^2. Jeżeli promień przyjmie wartości graniczne $R_D + \Delta R_D$ i $R_D - \Delta R_D$, powierzchnia przekroju wzrośnie lub zmaleje o $2\pi R_D \Delta R_D$, jeżeli pominiemy bardzo mały składnik $\pi \Delta R_D^2$, ΔR_D stanowi bowiem zawsze drobną cząstkę promienia R_D.

Na tej podstawie budujemy zarysy wykresu z *rys. 8a.*

Dodanie prostokąta 15′, 16′, 17′, 18′ na dolnej części wykresu wynika stąd, iż wahania $\pm \Delta E$ grubości dna wymagałyby wprowadzenia do dolnej części wykresu w punkcie 11′ wąziutkiego paska o szerokości zaledwie $a \Delta E$ cm, lecz o bardzo dużej długości, równej $h R^2_d$ cm, gdyż w tym miejscu tolerancyjny nadmiar lub niedomiar materiału, z jakiego zrobiony jest pocisk, nie posiada w przekroju prostopadłym do osi pocisku postaci cienkiej warstwy, przylegającej do średniego przekroju pocisku, lecz pełnego krążka o promieniu dna wnętrza pocisku R_d cm.

[1]) Na końcu uzasadnienia podany jest sposób obliczenia wielkości tej różnicy, który umożliwia wprowadzenie poprawki do wzorów (11) i (12).

Dla ułatwienia planimetrowania, ów długi, wąziutki pasek zastępujemy równoważnym prostokątem o dowolnej szerokości A cm i wysokości B cm tak dobranej, by powierzchnia jego $A \cdot B$ cm² równa była powierzchni zastąpionego przezeń paska

$$a\,h\,R^2_d \cdot \Delta E.$$

Umieszczenie prostokąta symetrycznie względem punktu 11′ zapewnia, że i moment statyczny, odpowiadający jego powierzchni, względem dowolnej płaszczyzny prostopadłej do osi pocisku, będzie taki sam, jak i powierzchni zastąpionego paska.

Oczywiście powierzchnie prostokąta 15′, 16′, 17′, 18′ i zarysu 11′, 12′, 13′, 14′ należy sumować wzdłuż kolejnych rzędnych, a więc należało przesunąć część zarysu 12′, 13′ o wielkość B w dół. Znaczenie czynnika $\left(1 - \frac{\Delta L}{L}\right)$ we wzorze (8) wyjaśnimy niżej. Musimy jednak pamiętać, iż między nadmiarem lub niedomiarem tolerancyjnym objętości pocisku na jego powierzchni zewnętrznej i wewnętrznej zachodzi zasadnicza różnica: pierwsze powodują zmiany ciężaru pocisku wynikające z ciężaru właściwego stali γ, drugie—jedynie z różnicy $\gamma - \gamma_w$ ciężarów właściwych stali i materiału wybuchowego, gdyż niedobór stali wypełnia materiał wybuchowy i odwrotnie. Stąd konieczność zredukowania powierzchni dolnej części wykresu w stosunku $\frac{\gamma - \gamma_w}{\gamma}$.

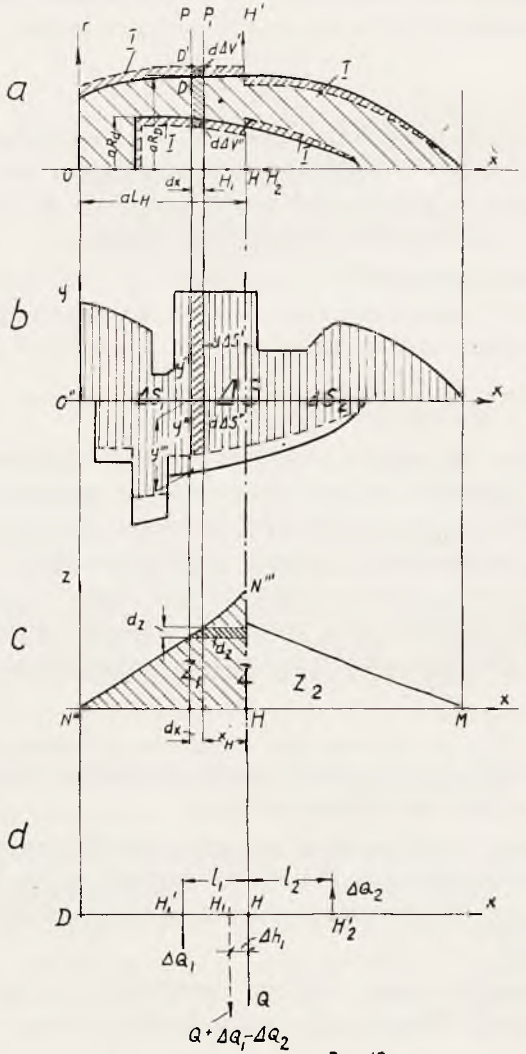
Na *rys. 10a* przedstawiony mamy w skali a przekrój pocisku, odpowiadający jego wymiarom średnim.

Rozważmy część pocisku, zawartą między dwiema nieskończenie bliskimi płaszczyznami P i P_1, prostopadłymi do jego osi. Punktowi D odpowie rzeczywista długość promienia R_D, a punktowi $D' - R_D + \Delta R_D$.

Nieskończenie mała objętość pierścienia o promieniach R_D i $R_D + \Delta R_D$, oraz długości $d\,L = a\,d\,x$, będzie równa:

$$d \Delta V' = 2\pi R_D\, d\,L - \frac{2\pi}{ah} y'\, dx\,,$$

a ciężar jej wyniesie: $d\Delta Q' = \frac{2\pi\gamma}{ah} y'\, dx = \frac{2\pi\gamma}{ah} d\,\Delta S'$.



Rys. 10

To samo możemy napisać odnośnie objętości $d\,\Delta V'' = \frac{2\pi}{ah} \cdot y'''dx$ i jej ciężaru:

$$d\Delta Q'' = \frac{2\pi(\gamma-\gamma_w)}{ah} y''' dx = \frac{2\pi\gamma}{ah}\cdot y'' dx = \frac{2\pi\gamma}{ah}\cdot dS'',$$

gdyż, jak wiemy: $y'' = y''' \cdot \frac{\gamma-\gamma_w}{\gamma}$.

Stąd całkowity dopuszczalny nadmiar lub niedomiar ciężaru pocisku w stosunku do jego ciężaru średniego Q, wynikający z tolerancyj wymiarowych pocisku: $\Delta' Q = \frac{2\pi\gamma}{ah}\cdot \Delta S$.

Zważmy jednak, iż długość pocisku ulega wahaniom od $L+\Delta L$ do $L-\Delta L$ i że to również wywołuje dodatkowe wahanie ciężaru pocisku. Możemy przyjąć, że wraz z długością pocisku zmieniają się proporcjonalnie wszystkie inne wymiary pocisku mierzone wzdłuż jego osi. Związane z tym dodatkowe wahania ciężaru pocisku wyniosą $\Delta Q'' = \Delta' Q \cdot \frac{\Delta L}{L}$; sumując $\Delta' Q$ i $\Delta Q''$ odnajdujemy ostatecznie wahania ciężaru pocisku, określone w stosunku do ciężaru średniego $Q\,G$ przez wzór (9).

W związku z tą poprawką musimy jednak zmniejszyć we wzorze (8) wahania grubości dna pocisku w stosunku odwrotnym $\left(1+\frac{\Delta L}{L}\right)^{-1} \backsimeq 1-\frac{\Delta L}{L}$ (gdybyśmy tego nie uczynili, wahania grubości dna pocisku we wzorze (9) przekroczyłyby założone i sprawdzane przy odbiorze skorup granice). Stąd czynnik $\left(1-\frac{\Delta L}{L}\right)$ we wzorze (8).

Przystępując do wyznaczenia granic położenia środka ciężkości H pocisku, zauważmy, iż środek ten przyjmie najdalsze położenie w lewo (punkt H_1 na *rys. 10a)*, jeżeli możliwie najbardziej obciążymy część pocisku, leżącą po lewej stronie płaszczyzny HH' i możliwie najbardziej odciążymy pozostałą, prawą część pocisku. Odpowiada temu linia I zarysu przekroju pocisku, pokazana na *rys. 10a*. I odwrotnie, środek ciężkości przyjmie najdalsze położenie w prawo (punkt H_2 na *rys. 10a)* w wypadku przeciwnego rozmieszczenia wymiarowo dopuszczalnych nadmiarów i niedomiarów objętości pocisku.

Przypuśćmy, że środek ciężkości części powierzchni ΔS, leżącej po lewej stronie płaszczyzny HH', znajduje się w punkcie H_1'

(rys. 10d), a części leżącej po prawej jej stronie znajduje się w punkcie H_2'.

Ażeby znaleźć krańcowe położenie H_1 środka ciężkości, musimy znaleźć położenie wypadkowej układu sił $+\Delta Q_1$, $+Q$ i $-\Delta Q_2$, przyłożonych w punktach H_1', H i H_2' *(rys. 10d)*. Znajdziemy:

$$\Delta h_1 = \frac{\Delta Q_1 l_1 + \Delta Q_2 l_2}{Q} \text{ cm},$$

pomijając składnik $\Delta Q_1 - \Delta Q_2$ przy Q.

Ten sam wynik znajdziemy dla długości odcinka Δh_2, określającej odległość punktu H_2 od punktu H. Możemy więc obie te wielkości oznaczyć przez Δh.

Z poprzednich już wyjaśnień wynika, że pole dZ nieskończenie wąskiego paska, zakreskowanego na *rys. 10c*, równe jest momentowi statycznemu odpowiadającego mu pola powierzchni $(d\Delta S' + d\Delta S'')$ względem linii HH', oczywiście w użytej tu podziałce j.

Całkując na całą powierzchnię Z_1 znajdziemy:

$$Z_1 = j\Delta S_1 \,.\, l_1 = \frac{a h j}{2\pi\gamma} \Delta Q_1 l_1 \text{ cm}^2.$$

Podobnie

$$Z_2 = j\Delta S_2 l_2 = \frac{a h j}{2\pi\gamma} \Delta Q_2 l_2 \text{ cm}^2.$$

Stąd:

$$\Delta h = \frac{2\pi\gamma}{a h j Q} \cdot Z \text{ cm}.$$

Wymiar rzeczywisty temu odpowiadający, ΔH, po uwzględnieniu podziałki a, podany jest przez wzór (10).

Musimy i tu jeszcze uwzględnić wpływ tolerancji długości pocisku.

Przyjęliśmy, iż wraz ze zmianą długości pocisku zmieniają się w tym samym stosunku wszystkie jego wymiary mierzone równolegle do osi. W tych warunkach położenie środka ciężkości pocisku mierzone od środka jego długości lub od dna, ulegałoby wahaniom nawet i wówczas, gdyby wszystkie inne poprzeczne wymiary pocisku nie ulegały żadnym zmianom. Wahania te, zachodzące w obu kierunkach, wyrażałyby się wielkością:

$F_H \cdot \frac{\Delta L}{L}$ cm lub $L_H \frac{\Delta L}{L}$ cm, zależnie od tego, czy położenie wyznaczamy od środka długości pocisku, czy od jego dna.

O wielkość tę należy też zwiększyć znalezioną poprzednio wartość dla ΔH. Stąd wzory (11) i (12).

Należy zauważyć, że to rozszerzenie granic położenia środka ciężkości pocisku obejmuje implicite dodatkowe wahania grubości dna w granicach $\pm E \frac{\Delta L}{L}$; poprzednio przyjęliśmy te wahania (wzór 8) równe $\pm \Delta E \left(1 - \frac{\Delta L}{L}\right)$; suma ich jest o wielkość $e = (E - \Delta E) \frac{\Delta L}{L}$ większa od rzeczywistych dopuszczalnych wahań grugości dna pocisku. Możemy łatwo obliczyć poprawkę $-\Delta H_e$ zmniejszającą nieco wahania ΔH położenia środka ciężkości pocisku, którą należałoby wprowadzić w nawiasy wzorów (11) i (12):

$$\Delta H_e = \frac{\pi R_d^2 e \gamma}{Q} (L_H - E)\,.$$

Oczywiście, iż uwzględnienie tej poprawki nie jest konieczne, gdyż nie posiada ona większego wpływu na wahania położenia środka ciężkości.

* *
*

Podkreślamy raz jeszcze, iż wykonane wyżej odchyłki ciężaru pocisku $\pm \Delta Q$ i odchyłki położenia środka ciężkości obliczone są na podstawie tolerancyjnych wahań wymiarowych pocisku, są to więc największe wahania, z jakimi należałoby się liczyć. W praktyce wahania położenia środka ciężkości pocisku, a zwłaszcza jego ciężaru, mogą być wydatnie zmniejszone przez przepisy odbiorcze, jeżeli względy natury balistycznej nie zezwalają na tak znaczne ich wartości.

* *
*

Opisane sposoby obliczeń mogą być zastosowane również do skorup pocisków; w tym wypadku należy założyć $\gamma_w = 0$, co pociąga za sobą szereg uproszczeń.

* *
*

Na zakończenie warto podać sposób wykorzystania opisanej metody pracy do obliczania *pocisków zastępczych.* Zagadnienie to

przedstawia się jak następuje: Wychodząc z całkowicie określonego *pocisku pierwotnego*, wykonanego ze stali o ciężarze właściwym i wypełnionego materiałem wybuchowym o ciężarze właściwym γ_w, zaprojektować pocisk zastępczy, wykonany z materiału zastępczego (np. żeliwa) o ciężarze właściwym γ', wypełniony materiałem o ciężarze właściwym γ_w', przy czym zewnętrzne wymiary pocisku zastępczego, jego ciężar, położenie środka ciężkości i stosunek momentów bezwładności $\frac{J_H}{J_0}$ powinny być takie same, jak w pocisku wyjściowym.

Istnieje oczywiście wiele możliwych rozwiązań tego zagadnienia. Z pośród nich obierzemy jedno, które zezwoli uniknąć metody kolejnych przybliżeń i dojść do celu możliwie krótką drogą.

W tym celu założymy, że pocisk zastępczy posiadać będzie wydrążenie w kształcie walca współosiowego z pociskiem i posiadającego promień R_0 i długość L_0.

Pozostawiamy niezmienioną powierzchnię zewnętrzną pocisku pierwotnego i, nie zmieniając pierścienia wiodącego, początkowo rozważamy *pocisk pełny*, wykonany całkowicie z materiału o ciężarze właściwym γ'. Znanym już sposobem określamy jego ciężar Q', położenie środka ciężkości H', oraz oba momenty bezwładności: J'_H — względem płaszczyzny prostopadłej do osi pocisku i przechodzącej przez środek ciężkości H pocisku pierwotnego, oraz J'_0 — względem płaszczyzny przesuniętej przez oś pocisku.

Objętość wydrążenia V' pocisku zastępczego obliczamy z nadwyżki $Q' - Q$ ciężaru pocisku pełnego w stosunku do pocisku pierwotnego. A więc:

$$\pi R_0^2 L_0 (\gamma' - \gamma'_w) = Q' - Q \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (13)$$

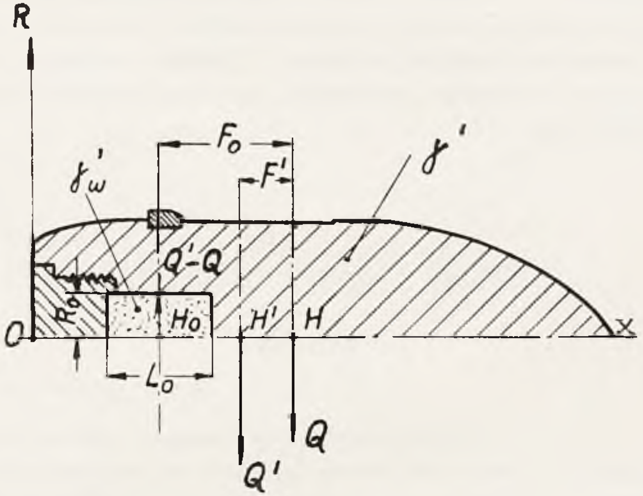
Musimy obecnie wyznaczyć położenie środka H_0 wydrążenia w ten sposób, aby środek ciężkości pocisku wydrążonego zajął to samo położenie H, jakie zajmował w pocisku pierwotnym.

Odległość F_0 między punktami H_0 i H obliczamy, wychodząc z odległości środka ciężkości H' pocisku pełnego w stosunku do położenia środka ciężkości H pocisku pierwotnego (*rys. 11*).

Zważmy, iż momenty bezwładności pocisku wydrążonego znajdziemy, odejmując od znalezionych poprzednio wartości J'_H i J'_0 momenty bezwładności J'_{H_0} i J'_{00} fikcyjnej masy, wypełniającej wydrążenie pocisku i mającej ciężar właściwy $\gamma' - \gamma'_w$, lub masę właściwą $\mu' - \mu'_w$. Momenty te wyniosą:

$$J'_{H0} = (1/_{12}\,\pi R_0^2 L_0^3 + \pi R_0^2 L_0 \,.\, F_0^2)\,(\mu' - \mu'_w) \text{ i}$$

$$J'_{00} = 1/_4\,\pi R_0^4 L_0 (\mu' - \mu'_w).$$



Rys. 11.

Ostatecznie momenty bezwładności wydrążonego pocisku zastępczego wyniosą:

$$J''_H = J'_H - J'_{H0} \text{ i}$$

$$J''_0 = J'_0 - J'_{00}.$$

Z założenia mamy zależność:

$$\frac{J''_H}{J''_0} = \frac{J_H}{J_0}, \quad \ldots\ldots\ldots\ldots \quad (14)$$

w której J_H i J_0 są momentami bezwładności pocisku pierwotnego.

Ostatecznie więc otrzymujemy dwie zależności (13) i (14) z dwiema niewiadomymi R_0 i L_0, z których możemy je obliczyć.

Po uskutecznieniu szeregu przeróbek równanie (14) sprowadzamy do postaci:

$$J_0 L_0^3 - 3 J_H R_0^2 = \frac{12\,(J'_H J_0 - J'_0 J_H)}{Q' - Q} \cdot \frac{\gamma' - \gamma'_w}{\mu' - \mu'_w} - 12 J_0 F_0^2. \quad (15)$$

Uwzględniając równanie (13) dochodzimy do równania 3-go stopnia względem L_0, postaci $L_0^3 + p L_0 - q = o$, które rozwiązujemy analitycznie, lub w drodze przybliżeń kolejnych.

Zagadnienie to można byłoby rozwiązać, zakładając inny kształt wydrążenia w postaci ściętego stożka, jednak obliczenie wypadłoby wówczas znacznie bardziej złożone. Zresztą przyjęty tu kształt walca z punktu widzenia wykonania jest najzupełniej odpowiedni, jak to widać z *rys. 11*.

WIADOMOŚCI Z PRASY OBCEJ

FRANCJA.

(REVUE D'ARTILLERIE — styczeń 1937).

Transport amunicji samochodami — mjr rez. R. Fayet.

Niniejszy artykuł jest rozwinięciem artykułu płk. Thierry, ogłoszonego w zeszycie czerwcowym roku 1935.[1]) Autor analizuje zagadnienie transportu amunicji ze stanowiska oficera, mającego za zadanie zorganizowanie transportu między stacją kolejową wyładowczą a wskazanym przez dowództwo składem przy pomocy oddanych mu do dyspozycji środków przewozowych.

A. Znaczenie czasu ładowania s.

Przy obliczaniu czasu, niezbędnego dla dokonania pewnego transportu, posługujemy się, między innymi, następującymi elementami niezależnymi od nas:

1. Ciężar całkowity ładunku do przewiezienia . . . . . . P
2. Największe dopuszczalne obciążenie samochodu c
3. Szybkość marszu v
4. Odległość od składu . . . . d

a stąd:

5. Czas trwania przejazdu . . . . $t = \frac{d}{v}$
6. Całkowity czas trwania pracy dziennej . . . . $2H$

Można natomiast w pewnym stopniu wpływać na czas ładowania s_1, a zatem i na czas trwania jednego nawrotu transportu samochodowego

$$2\,h = 2\,(s_1 + t) = 2\left(s_1 + \frac{d}{v}\right) \tag{1}$$

We wzorze tym s_1 oznacza właściwy czas załadowania samochodu, czyli okres od rozpoczęcia do ukończenia ładowania, tj. od chwili przyjazdu do chwili odjazdu samochodu. Czas ten może się różnić od czasu ładowania s, który oznacza

---

[1]) p. W. T. U. 1936 r str. 563.

okres zawarty między początkiem załadowania dwóch kolejnych samochodów, w czasie tym bowiem może być zawarty ewentualny odpoczynek między dwoma załadowaniami.

Ponieważ $2h$ oznacza czas jednego nawrotu i wyznacza ilość nawrotów (kursów) λ, możemy przeto napisać (λ — jest liczbą całkowitą):

$$\frac{2H}{2h} = \lambda + \alpha \qquad 0 \leq \alpha < 1$$

Z powyższego wzoru wynika, że wykorzystanie samochodów będzie tym lepsze, im λ będzie większe i α mniejsze. W tym celu należy dążyć do zmniejszenia $2h$, a więc do zmniejszenia s_1, jako jedynego elementu, na jaki można wpływać.

Czas załadowania. Konieczną przeto rzeczą staje się poznanie czasu niezbędnego dla załadowania samochodu. Pułkownik Thierry podaje wzór, określający średni godzinny ciężar ładowania w na jednego robotnika w funkcji całkowitego czasu trwania pracy dziennej $2H$:

$$\frac{w}{q} + \frac{H}{H_0} = 1$$

Przyjmując przy $3 < H < 6$, $q = 1$ i $H_0 = 12$, otrzymuje się:

$$w = 1 - \frac{H}{12} \quad (H \text{ — w godzinach, } w \text{ — w tonach}).$$

Ciężar załadowany przez jednego robotnika w ciągu dnia będzie;

$$p = 2\,H\,w = H\,\frac{12-H}{6}$$

(p jest największe dla $H = 6$, czyli przy 12-godzinnym dniu pracy).

Tablica 1.

H	Czas pracy $2H$	Ciężar załadowany przez 1 robotnika w tonach	
		w ciągu 1 godziny	w ciągu 1 dnia
3	6 godz.	0,750	4,400
4	8 „	0,666	5,333
5	10 „	0,583	5,823
6	12 „	0.500	6.000

Na podstawie powyższych danych i w założeniu, iż ciężar załadowany jest proporcjonalny do ilości robotników (w granicach 4 do 12 na 1 samochód), sporządzona została poniższa tabela, dająca średni czas ładowanta s w godzinach, przy nośności samochodu 4,5 ton, obliczony w funkcji ilości robotników m oraz całkowitego czasu pracy dziennej $2H$.

Tablica 2.

$H \diagdown m$	4	5	6	7	8	9	10	11	12
	g o d z i n y								
3	1.500	1,200	1,000	0,857	0,750	0,666	0,600	0,547	0,500
4	1,685	1,350	1,120	0,965	0,842	0,750	0,675	0,615	0,564
5	1,930	1,545	1,288	1,100	0,967	0,860	0,773	0,704	0,643
6	2,250	1,800	1,500	1,285	1,125	1,000	0,900	0,819	0,750

Byłoby również rzeczą pożądaną opracować analogiczną tabelę dla s_1, minimalnego czasu ładowania, za pomocą którego określa się λ oraz m po uprzednim przyjęciu $2H$. Liczby otrzymane byłyby nieco mniejsze od podanych w tablicy 2.

Ilość nawrotów λ określa dokładnie wzór:

$$\lambda + \alpha = \frac{2H}{2h} = \frac{2H}{2(s_1 + t)}$$

$2\lambda(s_1 + t)$ oznacza czas wykorzystany przez samochody, natomiast czas $2\alpha(s_1 + t)$ jest czasem straconym.

B. Ilość samochodów.

Każdy samochód w czasie $2H$ przewozi ciężar $C = \lambda c$ ton.

Potrzebna ilość samochodów N wyniesie (N — jest liczbą całkowitą):

$$N = \frac{P}{C} + \nu \qquad 0 < \nu < 1$$

N będzie tym mniejsze, im C będzie większe, czyli im λ będzie większe.

C. Określenie ilości samochodów w kolumnie.

Wielkość kolumny samochodowej powinna uwzględniać ciągłość pracy robotników ładujących oraz ilość wagonów dostępnych w danym czasie do rozładowywania.

Ilość kolumn μ jest liczbą całkowitą. Dla zachowania ciągłości pracy robotników możliwie najdłużej wystarczy, ażeby:

$$2h = (\mu + \beta)s \qquad 0 \leqslant \beta < 1$$

Liczba μ oznacza największą ilość kolumn, odpowiadającą rozporządzalnej ilości robotników:

$$\mu_{max} = \frac{2(t + s_1)}{s} - \beta \tag{2}$$

Mianownik tego ułamka oznacza średni czas ładowania. Nasuwa się pytanie, czy jest celowym zwiększyć ilość kolumn, zmniejszając s.

Okazuje się jednak, iż współczynnik wykorzystania samochodów jest niezależny od μ; jedyną korzyścią byłoby w tym wypadku zmniejszenie ilości robotników. Z założenia jednak s oznacza minimalny średni czas załadowania w ciągu całego

dnia pracy, zmniejszając przeto s do s' należałoby zwiększyć ilość robotników ekipy, aby średni tonaż naładowania w obu wypadkach pozostał bez zmiany.

Oznaczając przez m i m' odnośną ilość robotników w obu wypadkach, otrzymuje się:

$$m\,s = m'\,s'$$

Odpowiednie ilości kolumn będą wówczas:

$$\mu + \beta = \frac{2\,h}{s} \qquad \mu' + \beta' = \frac{2\,h}{s'}$$

Zakładając dla uproszczenia $\beta = \beta' = 0$, mamy:

$$\mu = \frac{2\,h}{s} \qquad \mu' = \frac{2\,h}{s'}$$

Potrzebna ilość samochodów wynosi:

$$n = \frac{N}{\mu} \qquad n' = \frac{N}{\mu'} = \frac{N s'}{2\,h},$$

a całkowita ilość zatrudnionych robotników równa się:

$$m\,n = \frac{N}{2\,h}\,s\,m \qquad m'\,s' = \frac{N}{2\,h}\,s'\,m'$$

Ponieważ $m\,s = m'\,s'$, otrzymujemy, iż:

$$m\,n = m'\,n' = M.$$

Z powyższego widać, iż zwiększeniem ilości kolumn poza ilość określoną równaniem (2) nie można zmniejszyć ilości robotników.

Ilość robotników zależy jedynie od wielkości ładunku całkowitego i czasu trwania dziennej pracy.

Manewrowanie wagonami. W wypadku, gdy wagony pociągu są dostępne dla rozładowania tylko na pewnej jego długości, należy sprawdzić, czy stacja będzie rozporządzała potrzebnym dla dokonania manewrów czasem Θ.

Na martwy czas w okresie transportu składa się:

1. Czas zawarty pomiędzy odjazdem jednej kolumny i przyjazdem następnej, j. t. czas odpoczynku robotników — $(s - s_1)$.
2. W okresie każdego nawrotu $2h$ czas $\beta\,s$, jako pozostałość czasu ładowania $\mu\,s$
3. W okresie całodziennym $2H$ — czas $2\,\alpha\,h$ jako pozostałość czasu $2\,\lambda\,h$ zużytego na wszystkie nawroty.

Każdy czas $\beta\,s$ może być rozdzielony na dowolną ilość czasów cząstkowych wewnątrz jednego nawrotu; również czas $2\,\alpha\,h$ może być podobnie podzielony w czasie całkowitej dziennej pracy $2H$. Np. w wypadku, gdy w ciągu dnia wykonano 4 nawroty i gdy stacja miała wykonać trzykrotnie manewrowanie pociągu, to czas przeznaczony na każde manewrowanie wynosił:

$$\Theta' = s - s_1 + \beta s + \frac{2\,\alpha\,h}{3}$$

O ile $\Theta' > \Theta$ — manewrowanie jest możliwe.

Gdy $\Theta' < \Theta$ należy: a) albo zmniejszyć s_1 bez jednoczesnej zmiany $2h$, co zwiększa $(s - s_1)$ oraz $2\alpha h$; b) albo zmniejszyć jednocześnie s_1 bez zmniejszenia μ i λ, co zwiększa βs oraz αh) c) lub zmniejszyć μ; d) a wreszcie zmiejszyć λ. We wszystkich wymienionych wypadkach należałoby przeto zwiększyć ilość robotników, a co za tym idzie zmniejszyłoby się współczynnik ich wydajności, ostatni natomiast wypadek wymagałby zwiększenia ilości samochodów.

Odległość stacji kolejowej od składu (d). Przy planowaniu transportu konieczną jest również rzeczą zdać sobie sprawę z jednoczesnego wpływu odległości składu od stacji kolejowej d oraz średniego czasu ładowania s na ilość kolumn μ.

Wychodząc z równania (2), w którym $t = \frac{d}{v}$, oraz zakładając $v = 12$ km/godz., obliczono tabelę 3, w której odległość d wyrażona w km, a s przyjęto równą s_1.

$$\mu + \beta = 2\left(\frac{t}{s} + \frac{s_1}{s}\right) = 2\left(\frac{t}{s} + 1\right)$$

Tablica 3.

$\frac{t}{s}$	0,10	0,25	0,50	1,00	1,50
s \ μ	2	2	3	4	5
godz.	km	km	km	km	km
0,50	0,6	1,5	3,0	6,0	9,0
0,75	„	„	4,5	9,0	13,0
1,00	1,2	3,0	6,0	12,0	18,0
1,25	„	„	7,5	15,0	22,0
1,50	1,8	4,5	9,0	18,0	27,0
1,75	„	„	10,5	21,0	31,0
2,00	2,4	6,0	12,0	24,0	36,0

Np. dla $d = 6$ km, można otrzymać $\mu = 2$, gdy ładowanie trwa 2 godziny lub $\mu = 3$ dla $s = 1$ godzinie, albo $\mu = 4$ dla $s = 0,5$ godziny.

D. Wydajność transportu.

Należy tu rozpatrzeć oddzielnie wydajność pracy samochodów i oddzielnie wydajność pracy robotników.

1. *Wydajność pracy samochodów.* Płk. Thierry nazwał współczynnikiem wydajności efektywnej liczbę (ρ). wyrażoną w następujący sposób:

$$\rho = \frac{t}{2h}$$

Autor niniejszego artykułu nazywa liczbę ρ współczynnikiem wykorzystania samochodów, gdyż wyraża ona stosunek czasu efektywnej pracy samochodu wiozącego amunicję do czasu całkowitego jednego nawrotu.

Ponieważ czas t jest niezmienny, to ρ będzie tym większe, czyli wykorzystanie samochodu będzie tym lepsze, im czas $2h$ będzie mniejszy, tj. gdy czas ładowania s_1 będzie jak najkrótszy.

Należy zauważyć, że większą dokładność współczynnika wykorzystania samochodu możnaby uzyskać przyjmując ρ', odpowiadające czasowi $2H$; wówczas

$$\rho' = \frac{\lambda t}{2H} = \frac{\lambda}{\lambda + \alpha} \cdot \frac{t}{2h} = \rho \frac{\lambda}{\lambda + \alpha}$$

Współczynnik wykorzystania zmniejsza się ze wzrostem straconego czasu $2 \alpha h$.

Przyjmując pod uwagę równania (1) i (2), można napisać:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{2h}{t} = 2\left(\frac{s_1}{t} = 1\right) \tag{3}$$

$$\mu + \beta = \frac{2h}{s} = 2\frac{t + s_1}{s} = 2\left(\frac{s_1}{s} + \frac{t}{s}\right)$$

a ponieważ

$$\frac{t}{s} = \frac{t}{s_1} \cdot \frac{s_1}{s}$$

$$\mu + \beta = 2\frac{s_1}{s}\left(1 + \frac{t}{s_1}\right)$$

skąd:

$$\frac{t}{s_1} = \frac{s}{2s_1}(\mu + \beta) - 1 = \frac{s}{2s_1}\left(\mu + \beta - 2\frac{s_1}{s}\right)$$

$$\frac{s_1}{t} = \frac{s_1}{s} \, \frac{2}{\mu + \beta - 2\frac{s_1}{s}}$$

podstawiając ostatnią równość do równania (3), otrzymuje się.

$$\frac{1}{\rho} = 2\left[\frac{s_1}{s} \times \frac{2}{\rho + \beta - 2\frac{s_1}{s}} + 1\right] = 2\frac{\mu + \beta}{\mu + \beta - 2\frac{s_1}{s}}$$

$$\rho = \frac{1}{2} \, \frac{\mu + \beta - 2\frac{s_1}{s}}{\mu + \beta}$$

Płk Thierry, założywszy $s_1 = s$ oraz nie rozkładając μ, otrzymał analogiczny dla ρ wzór,

$$\rho = \frac{1}{2} \frac{\mu - 2}{\mu}.$$

na podstawie którego postawił wniosek o zwiększeniu się sprawności transportu przy zwiększeniu ilości kolumn samochodowych.

Ze wzoru (4) natomiast, w którym $(\mu + \beta)$ jest stałe, ponieważ $2h$ i s są niezmienne, wynika, iż *współczynnik wykorzystania samochodów jest niezależny od ilości kolumn.*

Użycie małych czy dużych samochodów. Dla małego samochodu s_1 jest mniejsze niż dla dużego, a zatem wyrażenie

$$\frac{t}{2(s_1 + t)}$$

jest większe, czyli współczynnik wykorzystania jest większy.

Powyższy jednak wniosek nie ma logicznego uzasadnienia. Wynikałoby bowiem z tego, że aby zwiększyć wydajność dużych samochodów, należałoby zmniejszyć ich ładunek, natomiast maximum wydajnosci otrzymałoby się przy $s_1 = 0$, tj. gdy samochód wcale nie ma ładunku. Wówczas $\rho = \frac{1}{2}$.

Ten paradoksalny wynik powstaje dlatego, iż przy formułowaniu wyrażenia $\rho = \frac{t}{2h}$ przyjęto, że ładunek samochodu jest niezmienny. Przy różnych ładunkach należałoby rozpatrywać ρ w odniesieniu do ładunku typowego c_0, np.:

$$\rho_1 = \frac{t}{2h_1} \cdot \frac{c_1}{c_0} \qquad \rho_2 = \frac{t}{2h_3} \cdot \frac{c_2}{c_0}$$

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{c_2}{c_1} \cdot \frac{2h_1}{2h_2} = \frac{c_2}{c_1} \cdot \frac{t + s_1}{t + s_2}$$

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{c_2}{c_1} \cdot \frac{1 + \frac{t}{s_1}}{\frac{s_2}{s_1} + \frac{t}{s_1}},$$

lecz jednocześnie mamy:

$$\frac{c_2}{c_1} = \frac{s_2}{s_1}$$

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{c_2}{c_1} \cdot \frac{1 + \frac{t}{s_1}}{\frac{c_2}{c_1} + \frac{t}{s_1}} = \frac{1 + \frac{t}{s_1}}{1 + \frac{t}{s_1} \frac{c_1}{c_2}}$$

Z powyższego widać, iż gdy

$$c_2 < c_1 \quad \text{to również i} \quad \rho_2 < \rho_1$$

a więc małe ładunki są mniej korzystne niż duże.

2. *Wydajność robotników.* Zagadnienie personelu robotniczego w czasie wojny nie przedstawia zasadniczych trudności. Zapotrzebowanie żądanego personelu określa z wystarczającą dokładnością wzór następujący:

$$M = \frac{P}{5},$$

w którym P, wyrażone w tonach, oznacza ciężar amunicji przewiezionej w ciągu jednego dnia.

W wypadkach wzmożonego transportu przy określaniu potrzebnego personelu robotniczego należy posługiwać się tablicą 1, przyjmując wielkość ładunku p na jednego robotnika w ciągu jednego dnia pracy w g ostatniej rubryki wspomnianej tablicy.

$$p = H \frac{12 - H}{6}$$

Stąd minimalna ilość robotników wyniesie

$$M' = \frac{P}{p} = \frac{6\,P}{H\,(12 - H)} \qquad (5)$$

Rzeczywista ilość potrzebnych robotników. Określona przy pomocy wzoru (5) potrzebna ilość robotników M' jest jednak mniejsza od ilości rzeczywiście niezbędnej, ponieważ we wzorze tym nie uwzględniono czasu martwego.

Najwłaściwszą metodą dla obliczenia rzeczywistej ilości potrzebnych robotników jest określenie ilości samochodów w każdej kolumnie i pomnożenie tej ilości n przez liczbę robotników m, przydzielonych do każdego samochodu. Wspomniane n równa się:

$$n = \frac{N}{\mu} + \gamma$$

W ten sposób obliczona ilość robotników M jest większa od M'.

Współczynnikiem wykorzystania personelu nazywać będziemy stosunek:

$$r = \frac{M'}{M} = \frac{\frac{P}{m\,n}}{p}$$

$$r = \frac{\text{Rzeczywisty ciężar naładowany przez 1 robotnika}}{\text{Największy możliwy ciężar załadowania}}$$

Obliczmy teraz $M = mn$ w funkcji P, p oraz różnych składników wyrażających straty.

$$N = \frac{P}{C} + \nu = \frac{P}{\lambda c} + \nu$$

$$n = \frac{N}{\mu} + \gamma \qquad m = \frac{c}{sw} + \delta$$

$$M = m \cdot n = \frac{Nc}{sw\mu} + \gamma \frac{c}{sw} + \delta \frac{N}{\mu} + \gamma\delta$$

$$Nc = \frac{P}{\lambda} + \nu c$$

$$M = \frac{P}{\lambda sw\mu} + \left(\gamma + \frac{\nu}{\mu}\right) \frac{c}{sw} + \gamma\delta$$

lecz

$$w = \frac{p}{2H}$$

$$\lambda = \frac{2H}{2h} - \alpha$$

$$\mu s = 2h - \beta s$$

$$\lambda sw\mu = \frac{p}{2H}\left(\frac{2H}{2h} - \alpha\right)(2h - \beta s)$$

$$\lambda sw\mu = p - \alpha(2h - \beta s)\frac{p}{2H} - \beta s \frac{p}{2h} = p_1$$

$$M = \frac{P}{p_1} + \left(\gamma + \frac{\nu}{\mu}\right)\frac{c}{sw} + \delta\frac{N}{\mu} + \gamma\delta$$

Ponieważ p_1 jest zawsze $< p$, więc

$$\frac{P}{p_1} > \frac{P}{p}.$$

a stąd

$$p = \frac{M'}{M} = \frac{p'}{p}.$$

Uwaga. Obliczając ilość potrzebnych robotników za pomocą wzoru $M = mn$, ma się zawsze gwarancję, iż robotnicy nie będą przeciążeni, gdyż $p_1 < p$.

Wnioski.

Z przytoczonych rozważań wynika:

1. Jedynym elementem, na jaki można mieć wpływ, jest rzeczywisty czas ładowania s_1 i średni czas tego ładowania s.
2. Zmniejszenie s_1 i s jest korzystne.

3. Uwzględniając powyższe czasy s_1 i s, zagadnienie sprowadza się do obliczenia koniecznych danych za pomocą poniższych wzorów:

a) $\lambda = \frac{2H}{2(s_1 + t)} - \alpha$ b) $C = \lambda c$ c) $N = \frac{P}{C} + \nu$

d) $\mu_{max} = 2 \frac{s_1 + t}{s} - \beta$ e) $n = \frac{N}{\mu} + \gamma$ f) $M = m n$

(s i m zależą od przyjętego s_1 i są dobrane z tablic).

g) $\rho = \frac{t}{2h}$ h) $p = \frac{H(12 - H)}{6}$ i) $M' = \frac{P}{p}$ j) $r = \frac{M'}{M}$

Uwaga. Przede wszystkim należy przyjąć ilość robotników m na jeden samochód, jak również określić dla nich ilość godzin dziennej pracy. Dane te określą czas s_1, oraz ilość nawrotów λ.

4. $M' = \frac{P}{p}$ oznacza minimalną ilość robotników i byłoby wysoce nieostrożne przyjmować ją jako liczbę realną.
5. Współczynnik wykorzystania samochodów ρ jest niezależny od ilości kolumn.
6. Ilość kolumn μ uwarunkowuje należyte wykorzystanie personelu. Najmniejsza ilość personelu odpowiada μ_{max}.
7. Wielkie samochody są korzystniejsze aniżeli małe.

M. D.

ROSJA.

(TIECHNIKA I WOORUŻENJE — rok 1937).

1. Czy samowzmocnienie jest niezbędne? — I. Amosow.

Samowzmocnienie [1]) luf działowych uzyskuje się przez umyślne działanie wysokiego ciśnienia wewnątrz lufy, dzięki czemu poczynając od warstw wewnętrznych lufy naprężenia w metalu przekraczają granicę sprężystości; skutkiem tego jest powstanie odkształcenia trwałego, które w miarę wzrostu ciśnienia rozprzestrzenia się coraz bardziej wgłąb materiału lufy, w kierunku promienia. Gdy ciśnienie wewnątrz lufy powróci do atmosferycznego, wówczas sprężyste odkształcenia warstw zewnętrznych lufy powodują nacisk tych warstw na warstwy wewnętrzne. Skutkiem tego lufa samowzmocniona będzie znajdować się w stanie napięcia: warstwy wewnętrzne będą ściskane, warstwy zaś zewnętrzne—rozciągane w różnym stopniu.

---

[1]) *Przyp. red.* Samowzmocnienie zwane inaczej samoczynnym wzmocnieniem, samoczynnym obandażowaniem, albo przeprężeniem — jest to sztuczne podniesienie granicy sprężystości metalu lufy, dzięki czemu uzyskuje się lepsze wyzyskanie wytrzymałościowe lufy przez korzystniejszy równomierny rozkład naprężeń w ściankach lufy.

Rozkład naprężeń stycznych panujących w materiale lufy wykazuje znaczną przewagę lufy samowzmocnionej nad lufą nie poddaną samowzmocnieniu jak również nad lufą złożoną z 2-ch warstw.

W lufie samowzmocnionej przy racjonalnym wykorzystaniu samowzmocnienia i zachowaniu należytego stosunku średnic zewnętrznej i wewnętrznej lufy — można uzyskać takie warunki, iż w okresie maksymalnego działania gazów prochowych wszystkie warstwy metalu będą pracowały na rozciąganie z dopuszczalnym największym naprężeniem.

Jak wiadomo, rozkład naprężeń w lufie zwykłej pojedynczej jest bardzo niekorzystny, gdyż największemu obciążeniu poddane są warstwy wewnętrzne lufy przy równoczesnym nieznacznym obciążeniu warstw zewnętrznych. W tym wypadku można dowieść obliczeniem, że nie opłaca się wykonywać lufy pojedynczej o grubości ścianki większej od jednego kalibru, gdyż wzrost dopuszczalnego ciśnienia gazów prochowych w tym wypadku jest powolniejszy od wzrostu ciężaru lufy.

W lufach złożonych wyzyskanie metalu jest bez porównania efektywniejsze aniżeli w lufie prostej. Osiąga się to przez bandażowanie na gorąco, przy czym średnica wewnętrzna obsady jest nieco mniejsza od średnicy zewnętrznej rury rdzeniowej. Dzięki temu w obu rurach powstają naprężenia: rozciągające w rurze zewnętrznej i ściskające w wewnętrznej. W chwili strzału, ciśnienie gazów prochowych najpierw musi przezwyciężyć naprężenia ściskające w rurze wewnętrznej; w zewnętrznej natomiast dodadzą się naprężenia od ciśnienia gazów prochowych do już istniejących — powstałych przy bandażowaniu. W wyniku ostatecznym uzyska się rozkład naprężeń nierównomierny i nierównomierne wyzyskanie mocy sprężystej metalu: najbardziej są obciążone warstwy wewnętrzne, natomiast nie są wyzyskane warstwy zewnętrzne obu rur. Tym nie mniej rozkład naprężeń w lufach złożonych jest korzystniejszy aniżeli w lufach pojedynczych.

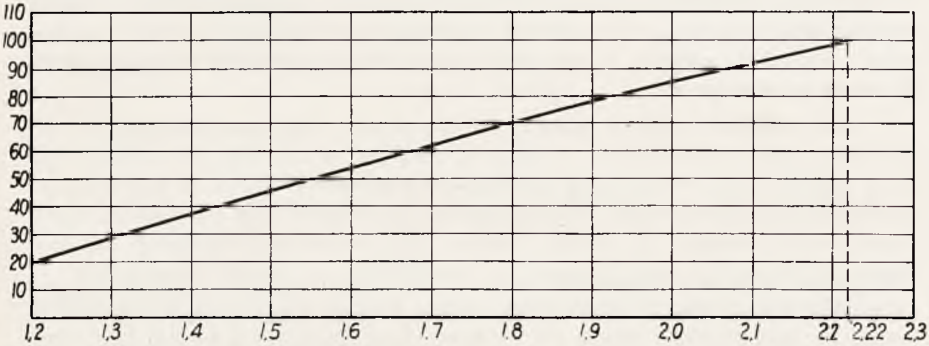
Idealne rozwiązanie w kierunku wyzyskania całkowitej mocy sprężystej metali daje właśnie lufa samowzmocniona, gdyż w tej lufie przy prawidłowo wykonanym wzmocnieniu oraz należytym stosunku średnic zewnętrznej do wewnętrznej można uzyskać takie warunki, iż wszystkie warstwy lufy będą pracowały na rozciąganie przy niemal tym samym naprężeniu, to jest krzywa naprężeń będzie zbliżona do prostej równoległej do osi.

Obliczenia dowodzą, że jeżeli weźmiemy metal o tej samej wytrzymałości i wykonamy z niego rury o tych samych średnicach wewnętrznych i zewnętrznych, to ciśnienie w rurze złożonej z dwóch elementów może być powiększone o 56%, a w samowzmocnionej — o 124% w porównaniu z rurą pojedynczą nie samowzmocnioną, przy czym zapas wytrzymałości we wszystkich 3-ch wypadkach będzie ten sam.

W lufie samowzmocnionej powiększenie zapasu wytrzymałości odbywa się tak kosztem zmiany rozkładu naprężeń powstałych na skutek samowzmocnienia, jako też kosztem podwyższenia granicy sprężystości metalu na skutek działania zimnej obróbki (zgniotu).

Możliwości powiększenia zapasu wytrzymałości rur przez samowzmocnienie zależą również od stosunku średnicy zewnętrznej do wewnętrznej rury poddanej samowzmocnieniu oraz od stopnia odkształcenia. W tym wypadku wykres (rys. 1) wskazuje ograniczenie tych możliwości dla warunków, gdy warstwa zewnętrzna rury jest doprowadzona do granicznego odkształcenia sprężystego. Odcięte wskazują powiększenie zapasu wytrzymałości w %, rzędne — stosunek średnic.

Maksymalne powiększenie oporu sprężystego w rurze samowzmocnionej uzyskuje się wówczas, gdy na powierzchni zewnętrznej osiągnięto granicę sprężystości; mamy wtedy jeden obszar ze sprężystymi i trwałymi odkształceniami. Jest to rura wzmocniona ciągła.

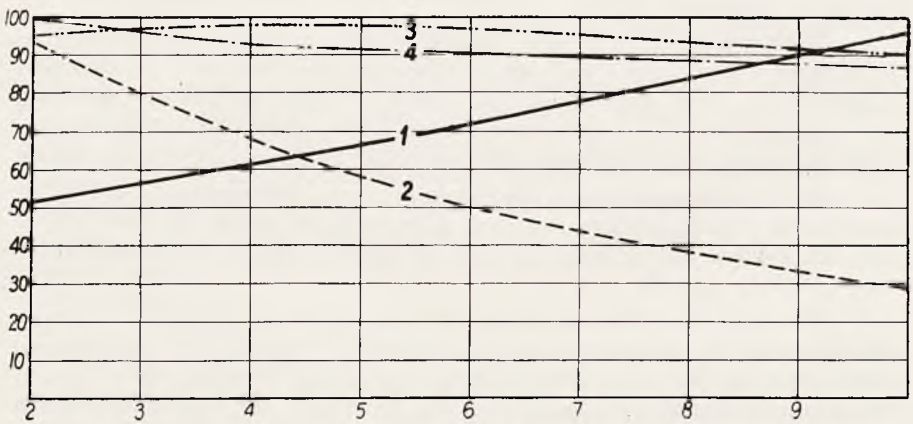


Rys. 1.

Jest to możliwe jedynie w tym wypadku, gdy grubość względna rury, to jest stosunek średnic zewnętrznej i wewnętrznej, nie przekracza 2,22. W wypadku przeciwnym na skutek tego, że metal poddany rozciąganiu ma obniżoną granicę sprężystości na ściskanie (efekt Brauschingera), powstaje niebezpieczeństwo uzyskania nowych odkształceń trwałych metalu na wewnętrznej powierzchni rury, po usunięciu naprężenia semowzmocnienia.

W wypadku gdy grubość względna rury przekroczy 2,22, jest rzeczą dogodną mieć dwa obszary w granicach grubości rury: obszar odkształceń sprężystych oraz obszar odkształceń trwałych (plastyczny i sprężysty).

Powiększenie granicy sprężystości metalu oraz zmiana jego plastycznych własności zależy tak od stopnia uzyskanego zgniotu. jak też od warunków i temperatury stabilizacji.



Rys. 2.

Przytoczony wykres (rys. 2) wskazuje te zależności dla stali chromowej przy optymalnych warunkach stabilizacji. Na pionowej osi—zmiany własności w %; na poziomej — zgniot w %. 1 — granica sprężystości; 2 — wydłużenie; 3 — przewężenie; 4 — udarność.

Samowzmocnienie więc daje możność znacznego podwyższenia naprężenia dopuszczalnego, gdyż naprężenia metalu powstałe przy strzale są znacznie mniejsze od naprężeń zastosowanych przy samowzmocnieniu. Wytrzymałość rury samowzmocnionej jest tak wysoka, iż daje ona możność stosować w niej ciśnienia bliskie granicy sprężystości metalu i w tym wypadku ograniczenie możności ciśnienia roboczego zależy od wytrzymałości rury w kierunku osiowym.

Zasadniczo więc *przewaga luf samowzmocnionych polega na powiększeniu ich wytrzymałości* w porównaniu z lufami nie poddanymi temu zabiegowi — przy tym samym ciężarze obu rodzajów luf.

Samowzmocnienie pozwala wykonywać lufy, w których możemy powiększać ciśnienia bardzo znacznie w porównaniu z lufami zwykłymi. Np. wykonano działa 210 mm z lufami samowzmocnionymi, w których ciśnienie normalne wynosiło 4.000 kg/cm².

Przy równej mocy lufy prostej i wzmocnionej — staje się możliwe *obniżenie ciężaru* działa z lufą samowzmocnioną, co polepsza warunki transportu (ruchliwość).

Również przewagą lufy samowzmocnionej w porównaniu z prostą jest i ta okoliczność, że w trakcie wykonywania pierwszej odbywa się automatycznie sprawdzenie wytrzymałości lufy na ciśnienie znacznie przekraczające ciśnienie robocze.

Również samowzmocnienie wyłącza możliwość powstawania zgniotu metalu na wewnętrznej powierzchni lufy w czasie strzału.

Przy wykonywaniu samowzmocnienia metal rury poddaje się próbom na całej długości i głębokości. A zatem rura zostaje sprawdzona pod względem wszystkich wad przypadkowych mogących spowodować jej nadwyrężenie w pracy, jak to: pęknięcia, wtrącenia, płatki, żużle i inne wady. Sprawdza się również przekroje rury, które charakteryzują się największą twardością metalu, a więc prawdopodobnie i największą kruchością oraz przekroje, gdzie granica sprężystości metalu może być bardziej niska, to jest przekroje osłabione. Zastosowanie operacji samowzmocnienia daje tedy możność uzyskania rury jednakowo wytrzymałej we wszystkich jej przekrojach.

Samowzmocnienie również daje możność zawczasu zabrakować rurę wykonaną z lichego tworzywa. Natomiast rura, która wywołała pewne wątpliwości w trakcie prób mechanicznych metalu, może być uznana za dobrą, o ile operacja samowzmocnienia da wyniki dobre.

Oprócz tego, obliczenia teoretyczne wytrzymałości rury, nie poddanej samowzmocnieniu, zawsze pozostaną jedynie teoretycznymi, gdy tymczasem przy rurze samowzmocnionej są one sprawdzone praktycznie przez zastosowanie ciśnienia samowzmocnienia.

Porównując lufę samowzmocnioną ze złożoną na gorąco, należy podkreślić, że w tej ostatniej powiększenie wytrzymałości uzyskuje się kosztem naprężeń powstałych na skutek bandażowania. Praktycznie biorąc, takie bandażowanie nie zawsze gwarantuje istnienie naprężeń obliczonych, a więc często rzeczywisty zapas wytrzymałości lufy złożonej nie odpowiada obliczeniowemu. Warto również podkreślić, iż w lufach bandażowanych na gorąco nie jest możliwe uzyskanie warun-

ków, które pozwalałyby na całkowite wyzyskanie metalu w całym przekroju lufy; wytrzymałość zatem sprężysta lufy złożonej będzie mniejsza od wytrzymałości lufy samowzmocnionej.

Następnie, skutkiem niedokładności obróbki powierzchni stykowych rur, stykają się one nie na całych teoretycznych powierzchniach, lecz w oddzielnych miejscach. Ten fakt zmienia zapas wytrzymałości lufy, gdyż przy strzelaniu rury zawsze mają dążenie do wzajemnego ślizgania się po sobie, wskutek czego naprężenia powstałe przy bandażowaniu zmniejszą się, gdyż te punkty zetknięcia zostaną zgniecione, a w następstwie wytrzymałość lufy w czasie strzelania zmniejszy się.

W lufach bandażowanych na gorąco często powstają, na skutek nieprawidłowego zmocowania, olbrzymie naprężenia rozciągające na walcach zewnętrznych i ściskające na wewnętrznych, co w poszczególnych wypadkach doprowadzić może do bardzo poważnych skutków.

Przy bandażowaniu lufy na gorąco nie jest możliwe zachowanie ściśle walcowatości powierzchni bandażowanych i w szczególności powierzchnia wewnętrzna zawsze uzyskuje się nieco owalna. W tym wypadku, w miejscach największych średnic obsady naprężenia styczne od bandażowania będą mniejsze w porównaniu z naprężeniami, powstającymi w miejscach najmniejszej średnicy obsady. Ten fakt tworzy nierówne warunki pracy metalu przy strzale, co doprowadza do przykrych skutków.

W lufach samowzmocnionych możliwość rozerwania będzie większa w warstwach zewnętrznych pracujących na rozciąganie aniżeli w wewnętrznych, co zostało stwierdzone doświadczeniami, które pokazały, że rozerwanie się rury samowzmocnionej zawsze się zaczyna od warstw zewnętrznych. Biorąc pod uwagę, że metal na powierzchniach zewnętrznych rury samowzmocnionej zachowuje większą ciągliwość w porównaniu z warstwami wewnętrznymi, będzie więc on dobrze opierać się działaniu naprężeń rozciągających, skutkiem czego wypadki rozerwania się takiej rury są mało prawdopodobne.

W lufach złożonych warstwa wewnętrzna pracuje na ściskanie i rozciąganie i często naprężenie na rozciąganie prawie osiąga granicę sprężystości metalu. Zatem warstwa wewnętrzna pracuje tu pod obciążeniem zmiennym, przy dużej amplitudzie wahań, co powoduje względnie szybko zmęczenie metalu i jego zniszczenie.

W lufie samowzmocnionej i prawidłowo wykonanym obliczeniu, warstwa wewnętrzna będzie pracować głównie na ściskanie (?) będąc stale pod działaniem sił zewnętrznych, a więc zmęczenie i zniszczenie metalu nastąpi znacznie później.

Ponieważ przy samowzmocnieniu nie zachodzą zmiany strukturalne metalu ani jego składu chemicznego, nie ma podstaw przypuszczać, że samowzmocnienie będzie wpływać na obniżenie żywotności lufy.

Samowzmocnienie niewątpliwie stworzy dogodne warunki powstawania wygięcia się rury (na skutek istnienia naprężeń wewnętrznych), lecz przy zachowaniu pewnych warunków rury samowzmocnione będą mało wrażliwe na ten czynnik.

Taką jest w ogólnych zarysach opinia zwolenników samowzmocnienia posiadających wystarczającą praktykę w tej dziedzinie, propagujących i broniących samowzmocnienia.

Głównym czynnikiem, który zmusił niektóre wytwórnie do wprowadzenia samowzmocnienia, jest fakt przejścia na rdzeniowanie luf, które wymagało zastosowania metalu o wysokich własnościach mechanicznych. Ponieważ metalurgia w tym okresie nie zawsze mogła dać sobie rady z tym zagadnieniem, szukano więc wyjścia w samowzmocnieniu, które pozwoliło otrzymać rdzenie o wysokich granicach sprężystości.

Ponieważ samowzmocnienie pozwala obniżyć ciężar luf, a przy tym samym ciężarze — korzystać z metalu o niższych własnościach mechanicznych, zatem zagadnienie namiastkowania przy zastosowaniu samowzmocnienia rozwiązuje się znacznie prościej, co ma duże znaczenie ekonomiczne.

Lecz nie do każdego kalibru opłaca się stosować samowzmocnienie. Dla kalibrów małych, których ogólny koszt luf jest względnie nieznaczny — zastosowanie samowzmocnienia uważa się za ekonomicznie niecelowe. Wieloletnia praktyka fabryk zagranicznych wykazała, iż granicą dolną w tym wypadku jest kaliber 75 mm.

Możliwość przejścia w niektórych układach od lufy złożonej do jednolitej daje możność uzyskania oszczędności na czasie wyrobu i na mocy urządzeń mechanicznych (szczególnie w dziale obróbki termicznej i prasowania), wymaga jednak zmiany konstrukcji lufy, procesu technologicznego wyrobu i zmiany narzędzi.

Przejście na samowzmocnienie nie wymaga zastosowania żadnych specjalnych gatunków stali, jednakże zmusza do zmiany wymagań stawianych stalom, wymaga mianowicie wszechstronnej i nieco odmiennej oceny cech stali, gdyż w rezultacie zastosowania samowzmocnienia zachodzi zmiana niektórych własności stali—zwykle w kierunku obniżenia takich własności jak wydłużenie lub udarność. Stosuje się ocenę mechanicznych własności materiału zapomocą siedmiu współczynników: wytrzymałości doraźnej, granicy sprężystości, wydłużenia, przewężenia, próby na uderzenie, na zginanie oraz próby twardości.

Zagadnieniem istotnym, które obecnie nurtuje zwolenników, a zwłaszcza przeciwników samowzmocnienia — jest wpływ jego na żywotność lufy, czyli jej długotrwałość. Aktualność tego zagadnienia staje się jasną, jeżeli wziąć pod uwagę fakt, iż współczesne działa o dużej mocy, zwłaszcza działa morskie i przeciwlotnicze — mają bardzo krótki żywot, wpływ zaś samowzmocnienia na tę cechę nie jest dostatecznie zbadany.

Zwolennicy samowzmocnienia twierdzą wobec braku zmian w materiale (chemicznych lub strukturalnych), które można byłoby przypisać samowzmocnieniu, że samowzmocnienie nie wpływa na obniżenie żywotności lufy. Z drugiej zaś strony istnieją wiadomości, że obróbka na zimno metalu przyśpiesza utworzenie się twardego naskórka, przyśpieszającego wypalanie się lufy.

Również znanym jest fakt, że wytwórnie produkujące sprzęt artyleryjski, które dawniej stosowały przy produkcji dział samowzmocnienie, dziś nie stosują tego sposobu przy produkowaniu rdzeni wymiennych, natomiast jako materiału używa się na nie metalu o granicy sprężystości 100—105 kg na mm^2, co daje się bez wielkich kłopotów uzyskać. Natomiast w celu sprawdzenia dobroci użytego na rdzenie materiału poddaje się je próbom na urządzeniach służących do samowzmacniania, przy czym stosują ciśnienia, przy których materiał rdzenia nie przekracza granicy sprężystości.

Dla dział zaś o dużej żywotności — haubic i armat o niewysokich wymaganiach balistycznych—samowzmocnienie obecnie stosuje się szeroko; gdyż ewentualne nieznaczne obniżenie żywotności nie ma tu wielkiego znaczenia.

W Stanach Zjednoczonych operacja *stabilizacji* rur samowzmocnionych jest traktowana jako obowiązująca. Dla rury ze stali wanadowo-molibdenowej polega ona na ogrzaniu jej do temp. 300^0. Badania wykazały przy tym, że w tym wypadku wytrzymałość lufy samowzmocnionej wzrasta o 11%.

Powyższe dodatnie i ujemne strony operacji samowzmocnienia dają odpowiedź na pytanie, kiedy samowzmocnienie jest godne polecenia.

WARUNKI OGŁASZANIA PRAC W „WIADOMOŚCIACH TECHNICZNYCH UZBROJENIA".

1. Prace do druku należy przysyłać pod adresem: Redakcja „Wiadomości Technicznych Uzbrojenia" Instytut Techniczny Uzbrojenia, ul. Ludna 13.

2. Prace powinny być pisane na maszynie lub czytelnie ręcznie, na jednej stronie, z pozostawieniem odstępów między wierszami dla umożliwienia poprawek.

3. Prace powinny być starannie wykończone pod względem stylu i pisowni. Zmiany podczas korekty autorskiej mogą być czynione jedynie na koszt autora.

4. Redakcja przyjmuje jedynie prace nigdzie dotychczas nie drukowane.

5. Redakcja zastrzega sobie prawo czynienia wszelkich poprawek stylistycznych, interpunkcji oraz skracania nadesłanych artykułów, nie naruszając jednak zasadniczych myśli autora. W razie poważniejszych poprawek albo odpowiedniego zastrzeżenia ze strony autora, redakcja poprawioną pracę przesyła autorowi do wyrażenia zgody na opublikowanie jej w poprawionej formie.

6. Redakcja zwraca rękopisy i rysunki lub fotografie, jeżeli autor zastrzega to sobie.

7. Honoraria autorskie wynoszą: za wiersz garmondu 30 gr, za wiersz petitu 36 gr, w wyjątkowych wypadkach redakcja podwyższa honorarium (za prace wybitnej wartości).

8. Rysunki i szkice załączone do prac są honorowane jedynie w razie poprawnego ich wykonania, kwalifikującego je do bezpośrednich zdjęć na klisze. Honorarium za nie oblicza się wg zajmowanych przez nie wierszy garmondu. Koszty przepisania na maszynie lub przerysowania odlicza się z honorarium.

Adres Redakcji i Administracji: Warszawa, Ludna 13, Inst. Tech. Uzbr.

Tel. Redakcji 9-22-03; tel. Administracji 9-72-04.

Warunki prenumeraty: rocznie 6 zł. 80 gr. Nr pojedynczy 1 zł. 70 gr.—
Konto P. K. O. Nr 30254.

Drukarnia J. Jankowski i S-ka. Warszawa, Zielna 20. Tel. 519-77.

OMYŁKI W DRUKU W Nr 39 W. T. U.

Str.	wiersz	jest	ma być
2	8 od dołu	departament	Departament
2	7 „ „	zwiększy	zwiększyło
5	Rys. 1.	—	wymiar f ma być podkreślony linią falistą.
15	4 od góry	$\int$	$\int_{y_1}^{y_2}$
15	5 „ „	$\Big\|_{y_2}^{y}$	$\Big\|_{y_1}^{y_2}$
15	2 od dołu	$r_w\ O$	$r_w = O$
17	Rys. 7a.	—	wymiar dłuższy ma być c', krótszy c.
19	4 od góry	D_0	D_p
24	9 „ „	kontrolowego	kontrolowanego
30	2 „ „	$(a_2 - {}_3)$	$(a_2 - a_3)$
41	12 „ „	wybrzeża	obrzeża
62	14 od dołu	$173x$	$173x^2$
66	8 od góry	0.9,81	20.9,81
113	12 od dołu	liczny	lecz
121	14 od góry	pocisk	nabój
123	21 od dołu	podobnym	podatnym
124	13 „ „	z tamą	z taśmą